E 1431

R

REFERALV

metalurgia și construcția de mașini

(87)

78/

DIN CUPRINS:

DUMITRU STĂNESCU : Realizări ale siderurgiei sovietice și dezvoltarea ei în perspectivă.

LAURENȚIU SOFRONI, CONSTANTIN COSNEANU și ELISABETA NICOLOIU : Contribuții la studiul îmbunănățirii calității fontelor cenușii prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă.

ADRIAN DUMITRESCU, MIHAI ELEFTERESCU și ȘTEFAN COVACS : Contribuții la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică.

IULIU GENȚIU și PETRE DUMITRESCU : Prima mașină romînească pentru miezuire prin împușcare.

ION FRANȚIU, MARTIN LOZICIU și NICOLAE LAIU : Contribuții în problema calității tablelor silicioase.

CONSTANTIN ARAMĂ : Randamentul mecanic al motoarelor cu ardere internă.

ALEXANDRU SELEȘTEANU : Bazele științifice ale tehnicii noi.

MIRCEA GHERMAN : Considerații teoretice cu privire la capacitatea de transport a podurilor transbordoare cu regim de funcționare ciclic.

VALENTIN CĂLINESCU : Asupra unor studii, încercări și rezultate în legătură cu introducerea tehnologiei de grup la prelucrările mecanice la uzina „Semănătoarea".

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 1 ★ ianuarie 1962

Instalaţia
de
foraj
structural

S 25

ZINA
GH. GHEORGHIU-DEJ"
TÎRGOVIŞTE

EXECUTĂ INSTALAŢIA
DE FORAJ
STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecţiuni geologice şi lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locaţii cu teren accidentat.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1383

metalurgia şi construcţia de maşini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI AL
ASOCIAŢIEI ŞTIINŢIFICE A INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR
ANUL XIV, IANUARIE 1962, Nr. 1

CUPRINS

Metalurgia

Dumitru Stănescu : **Realizări ale siderurgiei sovietice şi dezvoltarea ei în perspectivă.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 1–3

Laurenţiu Sofroni, *Constantin Cosneanu* şi *Elisabeta Nicoloiu* : **Contribuţii la studiul îmbunătăţirii calităţii fontelor cenuşii prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă.**

Prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă cenuşie se schimbă forma grafitului lamelar, se îmbunătăţeşte repartizarea separărilor de grafit, se micşorează conţinutul de gaze şi incluziuni nemetalice, se micşorează contracţia liniară liberă şi volumul de retasură, iar rezistenţa la tracţiune creşte.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 4–13

Adrian Dumitrescu, *Mihai Elefterescu* şi *Stefan Kovacs* : **Contribuţii la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică.**

Procesele tehnologice siderurgice au un caracter energointensiv. În consecinţă, la alegerea agregatelor tehnologice de adoptat, hotărîtoare este baza energetică disponibilă. Pornind de la producţia finită de laminate, autorul fundamentează o metodă care permite să se stabilească soluţiile posibile de dezvoltare a industriei siderurgice, ţinînd seama de condiţiile energetice.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1. pag. 14–25

Iuliu Genţiu şi *Petre Dumitrescu* : **Prima maşină romînească pentru miezuire prin împuşcare.**

În articol se prezintă maşina de miezuit prin împuşcare de 2,5 l proiectată şi construită pentru prima oară în ţara noastră. După expunerea principiului care stă la baza noului procedeu de împuşcare a miezurilor sînt descrise părţile componente ale maşinii, precum şi modul de funcţionare şi executare a miezurilor. În final se dau caracteristicile tehnico-economice ale maşinii şi rentabilitatea folosirii ei în turnătorii.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 26–30

Ion Franţiu, *Martin Loziciu* şi *Nicolaie Laiu* : **Contribuţii în problema calităţii tablelor silicioase.**

Articolul prezintă unele rezultate ale unui studiu documentar şi ale unor experimentări executate pentru ameliorarea calităţii tablelor silicioase trafo şi dinamo produse de uzinele siderurgice cu instalaţiile de care dispun în prezent. Necesităţile industriei electrotehnice vor putea fi satisfăcute complet numai după intrarea în funcţiune a noului combinat siderurgic de la Galaţi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 1, pag. 31–35

Din experienţa întreprinderilor şi laboratoarelor

Constantin Cosneanu şi *Elisabeta Nicoloiu* : **Determinarea hidrogenului din metale.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 36–38

Ervin Schnell: **Determinarea aluminiului din oțelul magnetic și a magneziului din fonta cu grafit nodular, folosind electroliza cu catod de mercur pentru îndepărtarea fierului din probele analizate.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 38—42

Construcția de mașini

Constantin Aramă: **Randamentul mecanic al motoarelor cu ardere internă.**

Se prezintă o succintă analiză a condițiilor de determinare experimentală a randamentelor mecanice ale motoarelor cu ardere internă, ținîndu-se seama de condițiile de excitare a motoarelor, de specificul metodelor și de precizia acestora. Se ilustrează cele expuse prin exemple din încercările efectuate de autor pe unele motoare construite în R.P.R.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 43—52

Alexandru Seleșteanu: **Bazele științifice ale tehnicii noi.**

În articol sînt analizate diferite aspecte ale cercetării științifice. Prin sistematizarea principiilor și metodelor de cercetare se înlesnește studiul unor probleme particulare. Cîteva exemple de aplicații practice arată unele rezultate noi. Astfel sînt analizate: presiunea pe o bilă, forța portantă într-un profil, flambaj, plăci plane și curbe, unele aspecte de reologie, invarianții caracteristicii de curgere.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 52—57

Mircea Gherman: **Considerații teoretice cu privire la capacitatea de transport a podurilor transbordoare cu regim de funcționare ciclic.**

La un pod transbordor, capacitatea de transport și puterile motoarelor de acționare (deci consumul de energie și costul transportului) sînt determinate de vitezele diferitelor mișcări. În articol se prezintă funcțiuni matematice pentru relațiile menționate din care rezultă un criteriu pentru determinarea vitezelor și puterilor de acționare.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 58—60

Pentru tînărul inginer

Valentin Călinescu: **Asupra unor studii, încercări și rezultate în legătură cu introducerea tehnologiei de grup la prelucrările mecanice la uzina ,,Semănătoarea''.**

În vederea trecerii pe scară largă la aplicarea tehnologiei de grup după metoda Dr. Mitrofanov, la uzina ,,Semănătoarea'' s-au făcut lucrări pentru specializarea personalului de execuție de piese asemănătoare. În acest cadru s-a organizat producția atelierului mecanic pe linii de piese cu dimensiuni și caracteristici tehnologice apropiate. Aceasta a adus o creștere a productivității muncii cu 23%. Ulterior s-a trecut la aplicarea tehnologiei de grup propuse la un număr de repere, obținîndu-se rezultate bune.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 61—67

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

Leopold Sauer: **Contribuții la filetarea rațională a fitingurilor**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 68—72

Mircea Cirdu: **Eficacitatea economică a proiectării turbinelor cu abur la Combinatul metalurgic Reșița.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 72—78

Protecția muncii

Aurelian Stan, Mircea Grumăzescu și *Liviu Matei*: **Reducerea nivelului zgomotului cu ajutorul carcaselor.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 1, pag. 78—84

Invenții 84—86
Documentare 86—90
Recenzii 90—92
Cronică 92—93
Informații 94—96

COMITETUL DE REDACȚIE

Ing. C. Aramă; ing. D. Bărbulescu; ing. Gh. Bîrsan-Pipu; ing. E. Botez; ing. D. Briscan; ing. O. Bublic; ing. V Călinescu; ing I. Cheşa; ing. M. Costescu; ing. P. Deac; ing. I. Dinu; ing. M. Drăgulin; ing. Z. Duca; ing. T. Florea; ing. S. Gîdea; ing. I. Hoblea; ing. B. Horovitz; ing. A. Kaflikievici; ing. C. Lazăr; ing. R. Manoliu; ing. R. Miclea; ing. C. Mitrescu; ing. N. Murguleț; Gh. Nestorescu; ing. I. Nisipeanu; ing. I. Petrec; ing. Gh. Pițulescu; ing. I. Pîrvu; ing. S. Pop; ing. Gh. Rădulescu; ing. C. Roşca; ing. T. Seceleanu; ing. L. Sofroni — redactor responsabil; — ing. O. Sorian; ing. A. Şerban; ing. V. Şerbănescu; ing. C. Ştefănescu; ing. Gh. Vasilescu.

Revista „Metalurgia şi Construcția de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcțiilor de Maşini şi al Asociației Ştiințifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția şi casieria Bucureşti, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Administrația: Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Revista este editată de A.S.I.T. Abonamentele se primesc la Administrația revistei, la sediile filialelor A.S.I.T. din țară, precum şi prin responsabilii cu presa din cercurile A.S.I.T. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicațiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.R.P.R. Filiala I. V. Stalin Bucureşti.

Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5.
Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr: 23—25
Bucureşti c. 5628

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

CZ 669.1.013.5 (S)

Realizări ale siderurgiei sovietice și dezvoltarea ei în perspectivă

Ing. DUMITRU STĂNESCU
Combinatul siderurgic – Galați

Din primii ani ai puterii sovietice, Partidul Comunist și Guvernul Uniunii Sovietice au acordat o mare atenție dezvoltării industriei siderurgice.

Ca moștenire din Rusia țaristă au rămas uzine siderurgice cu utilaje învechite. În anul 1920, ca rezultat al războaielor imperialist și civil și al intervenției străine, uzinele din sud și din centru erau aproape distruse, încît producția de metal era foarte redusă.

Refacerea industriei sovietice, în parte a siderurgiei, a început după terminarea războiului civil, în perioada de trecere la noua politică economică.

Dintre ramurile industriei grele cele mai dificile probleme le-a ridicat siderurgia, deoarece aceasta suferise cele mai mari distrugeri și necesita fonduri însemnate pentru refacere. Nivelul producției de fontă din 1913 a fost atins la finele anului 1929, iar al laminatelor la sfîrșitul anului 1928.

Tabela 1

Producția mii tone	1913	1920	1925	1927/28	1929	1932	1937	1940
Fontă	4 216	116	1 309	3 282	4 021	6 161	14 487	14 900
Oțel	4 231	194	1 868	4 251	4 854	5 927	17 730	18 300
Laminate	3 509	147	1 390	3 433	3 930	4 428	12 967	—
Țevi din oțel	77,7	—	75,3	171,0	189,0	683	923	—

Anii primului cincinal au intrat în istoria țării sovietice ca anii luptei eroice a poporului pentru industrializare. Unul după altul s-au ridicat puternicii giganți ai siderurgiei: Combinatele Magnitogorsk și Kuznețk, uzinele Zaporojstali, Dneprospețstali, Azovstali.

Siderurgiștii sovietici au obținut succese din ce în ce mai mari și pînă la război; dinamica producției de metal este dată în tabela 1.

Războiul a cauzat pagube foarte mari industriei sovietice, în special siderurgiei. În timpul războiului au fost distruse 54 furnale, 119 cuptoare Martin și 101 laminoare [1].

Sarcina de bază a celui de-al patrulea cincinal a fost refacerea și dezvoltarea în continuare a economiei naționale a U.R.S.S., aplicîndu-se tehnica nouă.

Mersul ascendent al producției de metal în această perioadă se reflectă în tabela 2 [1].

În comparație cu anul 1929, anul începerii construcției desfășurate a socialismului, producția de fontă în U.R.S.S. a crescut în 1958 de 9,9 ori, iar producția de oțel de 11,3 ori. Aceasta depășește considerabil dezvoltarea siderurgiei țărilor capitaliste.

Creșterea medie anuală a producției de oțel în U.R.S.S. a fost, în perioada 1929–1958, de 8,7%, în timp ce în S.U.A. a fost de 1,1%, în Anglia de 2,5%, în Franța de 1,4% [1].

În ianuarie-februarie 1959, Congresul al XXI-lea al PCUS a aprobat cifrele de control ale dezvoltării economiei naționale a U.R.S.S. în anii 1959–1965, reprezentînd măreţul program al construcției desfășurate a societății comuniste.

Planul septenal acordă o deosebită atenție siderurgiei, pentru a cărei dezvoltare sînt destinate fonduri de circa 100 miliarde ruble (vechi), adică de 2,4 ori mai mult decît în anii 1952–1958. Din acest volum de investiții, 67% se alocă lărgirii și reconstruirii întreprinderilor existente, care trebuie să dea mai mult de 3/4 din creșterea planificată de fontă,

Tabela 2

Producția, mii tone	1945	1950	1955	1956	1957	1958
Fontă	8 800	19 200	33 300	35 800	37 000	39 600
Oțel	12 300	27 600	45 300	48 600	51 000	54 900
Laminate	8 500	20 400	35 300	37 800	40 200	42 900
Țevi din oțel	571	—	—	3 900	4 200	4 600

oțel și laminate. Numai Combinatul din Magnitogorsk își mărește producția de laminate, la sfîrșitul septenalului, de la 5,2 pînă la 8,5 milioane tone pe an.

O astfel de întrebuințare a fondurilor este cea mai convenabilă, deoarece asigură obținerea, în cel mai scurt termen, a unei producții ieftine.

Realizările primilor trei ani din septenal au permis revizuirea acestor cifre și majorarea lor, așa cum a arătat N. S. Hrușciov în Raportul CC al PCUS la Congresul al XXII-lea al PCUS (tabela 3).

Tabela 3

Producția, milioane tone	1958	Cifrele de control inițiale		Cifrele de control revizuite	
		1965	Creșterea față de 1958, %	1965	Creșterea față de 1958, %
Fontă	39,6	65—70	64—77	72—73	82—85
Oțel	54,9	86—91	57—68	95—97	73—77
Laminate	42,9	65—70	53—63	73—74,5	70—74

La întreprinderile siderurgice noi sau reconstruite se aplică tehnica cea mai nouă și în primul rînd se mărește foarte mult capacitatea unitară a agregatelor. De exemplu, se construiesc cele mai mari furnale din lume cu volum util de 2 000 m³ și mai mult, se proiectează furnalul de 2 700 m³, se construiesc cuptoare Martin foarte mari și se proiectează convertizoare insuflate cu oxigen cu o capacitate pînă la 300 t, cuptoare electrice de 180 t, laminoare continue automatizate cu o productivitate de 3—4 milioane tone laminate pe an și alte agregate metalurgice puternice [2].

În total, în septenal, se vor construi și pune în funcțiune capacități noi de producție mai mari decît în anii 1952 —1958: la producția de fontă cu 24—30 milioane tone față de 16,3 milioane tone, adică de 1,5 — 1,8 ori mai mult; la producția de oțel cu 28—36 milioane tone față de 12,4 milioane tone, deci mai mult de 2,3—2,9 ori; la producția de laminate cu 23—29 milioane tone față de 6,9 milioane tone, adică mai mult de 3,3—4,2 ori [1].

Ritmul înalt de creștere a economiei naționale schimbă structura producției metalurgice, mărindu-se procentul de laminate, table și țevi.

Ca rezultat al terminării mecanizării complexe și automatizării procesului de producție în industrie, vor fi ușurate și îmbunătățite condițiile de muncă și se va mări considerabil productivitatea utilajelor.

Creșterea producției absolute de metal a condus și la creșterea producției de fontă și oțel pe cap de locuitor.

În anul 1913 producția de fontă pe cap de locuitor în S.U.A. a fost de 10,9 ori mai mare decît în Rusia, iar în anul 1959 numai de 1,5 ori; producția de oțel, respectiv de 10,9 și 1,7 ori. Dinamica creșterii producției pe cap de locuitor în U.R.S.S. demonstrează clar superioritatea sistemului socialist asupra celui capitalist.

Așa cum se arată în Programul PCUS, în următorii 20 de ani siderurgia va ajunge la un nivel care va permite să se producă anual circa 250 milioane tone oțel, ceea ce înseamnă o creștere continuă impetuoasă a producției pe cap de locuitor.

Potrivit calculelor Comisiei economice europene, producția de oțel în Anglia, RFG și Franța va varia în 1972—1973 între 620—670 kg pe cap de locuitor, iar în S.U.A. va fi, în 1972—1973, de 754 kg. Potrivit datelor Consiliului științific economic de stat al U.R.S.S., Uniunea Sovietică va depăși în 1972—1973 acest nivel și va ocupa primul loc în lume în ceea ce privește producția de oțel pe cap de locuitor.

În primii doi ani ai septenalului, siderurgiști-sovietici au obținut succese remarcabile în mărirea producției de metal, în îmbunătățirea calității ca și în scăderea prețului de cost al producției globale siderurgice, în care un rol important l-a avut ridicarea productivității muncii. În anul 1960, față de 1955, productivitatea muncii în secțiile de bază siderurgice a crescut: la furnale cu 29,2%, la oțelăriile Martin cu 20%, la laminoare cu 20,3% [3].

Realizările primilor doi ani din septenal, planul de producție pe anul 1961, ca și realizările din anul 1955 sînt redate în tabela 4.

Tabela 4

Producția, mii tone	1955	1959	1960	1961
Fontă	33 300	43 000	46 800	51 200
Oțel	45 300	59 900	65 300	71 340
Laminate	35 300	47 000	50 900	55 270

Un pas însemnat înainte este introducerea unor noi procese matalurgice. Una dintre cele mai importante realizări ale siderurgiei moderne este turnarea continuă a oțelului. În anul 1960, în U.R.S.S. a intrat în funcțiune cea mai mare instalație din lume pentru turnarea continuă a oțelului, calculată pentru turnarea unei șarje cu o greutate de 130—140 t, simultan în patru fire, la sleburi cu grosimea 120—520 mm și lățimea 650—1 000 mm [4].

În domeniul cercetărilor științifice în siderurgie, în anul acesta și în cei următori este necesar să se îndrepte atenția în direcția:

— întrebuințării mai largi și mai raționale a oxigenului și gazului metan în producția de fontă și oțel;

— perfecţionării tehnologiei de elaborare a oţelului de convertizor cu întrebuinţarea oxigenului;

— măririi mai departe a eficacităţii funcţionării instalaţiilor de turnare continuă a oţelului;

— introducerii unor metode înalt productive pentru îmbogăţirea avansată a minereurilor de fier şi de mangan, peletizarea concentratelor fine;

— însuşirii industriale şi introducerii metodelor de fabricaţie a oţelurilor şi aliajelor cu proprietăţi superioare, folosind vidul la elaborarea şi turnarea oţelului;

— însuşirii şi perfecţionării noilor procese tehnologice de producere a ţevilor şi, de asemenea, de obţinere a unor noi tipuri de ţevi.

Succesele mari obţinute în dezvoltarea siderurgiei şi întregii economii naţionale sovietice dovedesc că în U.R.S.S. a fost creată o bază sigură pentru îndeplinirea la timp a planului septenal, pentru realizarea unui ritm mai mare de creştere a producţiei şi asigurarea în termenul cel mai scurt a victoriei în întrecerea economică paşnică cu capitalismul.

Prin îndeplinirea planului septenal, U.R.S.S. va ocupa poziţii în care nu va mai fi nevoie decît de puţin timp pentru a depăşi Statele Unite ale Americii din punct de vedere economic.

În prezent, U.R.S.S. a şi întrecut S.U.A. în ceea ce priveşte volumul extracţiei de minereu de fier şi de cărbuni ca şi al producţiei de cocs.

Sporul absolut al producţiei de oţel în U.R.S.S. a fost în ultimii şase ani (1956—1961) de 26 milioane tone, iar în S.U.A. a scăzut cu 15 milioane tone.

În anul 1961, volumul producţiei siderurgice sovietice s-a apropiat de volumul producţiei siderurgice a S.U.A. Din ianuarie — mai, în S.U.A. s-au produs 20,9 milioane tone fontă, iar în U.R.S.S. în aceeaşi perioadă s-au produs 20,8 milioane tone şi în total în prima jumătate a acestui an 25 milioane tone. Producţia de oţel din ianuarie — mai a fost în S.U.A. de 32,9 milioane tone, iar în U.R.S.S. în aceeaşi perioadă 29,2 milioane tone şi în total în prima jumătate de an 34,9 milioane tone [5].

Programul PCUS se întemeiază pe hotărîrea nestrămutată a întregului popor sovietic de a crea, în următoarele două decenii, baza tehnico-materială a comunismului.

Prezentînd tabloul dezvoltării impetuoase a forţelor de producţie în vederea trecerii la comunism, Programul PCUS prevede că peste 20 ani producţia de oţel a U.R.S.S. va fi de circa 250 milioane tone pe an, depăşind de 59 ori nivelul din 1913 şi de 3,8 ori cel din 1960.

În anul 1980 se vor produce pe minut 475 t oţel sau pe zi circa 700 000 t.

Dar creşterea rapidă a siderurgiei, prevăzută de Programul PCUS, impune ritmuri înalte de dezvoltare, în primul rînd, a bazelor de minereuri şi combustibil.

Avîntul siderurgiei pînă la un astfel de nivel care să permită de a aduce producţia de oţel la 250 milioane tone pe an cere o mărire uriaşă a extracţiei de minereuri de fier, nu mai puţin de 400 milioane tone minereu marfă pe an [6].

Baza de minereuri şi de combustibil a U.R.S.S. permite însă ca producţia de oţel să se dezvolte pînă la cantităţi anuale practic nelimitate.

Calea realizării acestor ţeluri grandioase indicată de Programul PCUS este accelerarea maximă a progresului tehnico-ştiinţific. Continua perfecţionare a tehnologiei în toate ramurile şi tipurile de producţie constituie o condiţie absolut necesară pentru dezvoltarea industriei. Progresul tehnic va permite ca, fără un efort excesiv din partea omului, să se intensifice şi să se accelereze considerabil procesele de producţie, să se obţină un înalt nivel de precizie a acestora, standardizarea produselor industriale care se fabrică în masă, introducerea într-o măsură maximă a producţiei în flux, cît şi pe bandă rulantă.

Bibliografie

[1] *Banîi P. N., Brodskii B. V., Gorelik G. I., Oblomskii A. I., Rikman V. V., Roitburd N. L.*: Ekonomika ciornoi metallurghii.

[2] *Telikov I. A., Sor R. E.*: Razvitie proizvodstva prokata, 1959—1965, Metallurghizdat, Moscova, 1960.

[3] Na vstreciu XXII siezdu KPSS, Stali. 7, 1961.

[4] *Filippov M. S.*: Mocinîi podiom ciornoi mettallurghii, Metallurg, 9, 1961.

[5] Mogucia dostupi Kommunizma, Metallurg. 9, 1961.

[6] *Seviatov L., Mankovskii G.*: Lucişe ispolzovati jelezorudnîe bogatstva, Pravda, 26 august, 1961.

CZ 669.131.6 : 621.745.5.

Contribuții la studiul îmbunătățirii calității fontelor cenușii prin barbotare de gaz natural în fontă lichidă

Ing. LAURENŢIU SOFRONI, ing. CONSTANTIN COSNEANU, ing. ELISABETA NICOLOIU
Centrul de cercetări metalurgice

În ultimii ani se acordă o importanță din ce în ce mai mare proceselor metalurgice care au la bază barbotarea unor gaze în aliajele lichide, în timpul elaborării sau înaintea turnării lor în lingouri și piese. Prin aceasta se urmărește fie scurtarea duratei de elaborare, fie îmbunătățirea calității aliajelor turnate.

Astfel, la elaborarea oțelului se folosește barbotarea oxigenului și aburului; la elaborarea aliajelor neferoase — barbotarea azotului, clorului și altor gaze. Însăși perioada de fierbere la elaborarea oțelului sau operația de presaj la elaborarea aliajelor de cupru reprezintă în sine un proces de barbotare indirectă a bioxidului de carbon în baia metalică.

În multe turnătorii se aplică cu succes tratarea (barbotarea) cu gaze a fontelor lichide înainte de turnarea lor în forme. Prin aceasta, fie că se folosesc numai gaze (azot, argon, oxigen, mai rar bioxid de carbon), fie că se introduc în fontă, cu ajutorul gazelor, și diferite alte materiale sub formă de pulbere (FeSi, CaSi, SiC, CaC_2, CO_3Ca, Mg și prealiaje de Mg).

Prin barbotarea gazelor în fonte cu sau fără adaosuri solide sau chiar lichide se urmărește schimbarea proprietăților fontei lichide: micșorarea conținutului de gaze și incluziuni, crearea unor centre de cristalizare suplimentare, schimbarea compoziției chimice (de obicei carburarea, desulfurarea și alierea fontei), modificarea formei grafitului etc. Cu alte cuvinte, procedeul de barbotare a gazelor cu sau fără adaosuri în fonte constituie noi mijloace care stau la îndemîna turnătorilor în vederea asigurării unei producții de piese cu proprietăți înalte și constante.

Din literatură [1] se cunoaște că barbotarea gazelor în fontele lichide înainte de turnarea lor duce la schimbarea structurii și, deci, a proprietăților mecanice, în unele cazuri, și la schimbarea proprietăților de turnare. Cele mai multe experiențe arată că prin tratarea fontei lichide cu argon, azot, bioxid de carbon, hidrogen etc. are loc o creștere a gradului de grafitizare a fontei, o îmbunătățire a formei și repartizării separărilor de grafit, o micșorare a conținutului de gaze și a cantității de incluziuni nemetalice.

Din acest motiv, calitatea fontelor și mai ales proprietățile mecanice se îmbunătățesc, iar în unele cazuri se observă o mărire a fluidității. S-a constatat că tratarea cu gaze a fontelor lichide poate substitui procesul de modificare, efectul modificator avînd o durată mult mai mare decît în cazul folosirii modificatorilor obișnuiți (FeSi și SiCa).

În practica turnătoriilor din străinătate, azotul este gazul cel mai folosit pentru tratarea fontelor lichide [1]. La noi, Combinatul metalurgic Reșița aplică tratamentul cu azot al fontei lichide supraîncălzite în cuptorul cu inducție, în vederea turnării pieselor importante, ca de exemplu chiulasele pentru motoarele Diesel.

Folosirea azotului pentru modificarea structurii și proprietăților fontelor este totuși limitată, întrucît acesta nu poate fi obținut oriunde în cantități necesare și cu un preț de cost destul de scăzut.

În literatură se găsesc date puține în legătură cu influența barbotării gazului natural în fonta lichidă asupra proprietăților acesteia. Se indică doar că barbotarea gazului natural în fonta cenușie lichidă duce la schimbarea formei grafitului, și anume la nodulizarea lui, mărind și gradul de grafitizare a fontei [2]. Conform datelor din literatură [2], prin tratarea fontei lichide cu gaz natural are loc un proces de disociere a acestuia cu formare de carbon solid, care se depune sub formă de funingine și hidrogen:

$$CH_4 = C_{solid} + 2H_2 - 22\,200 \text{ cal/mol.}$$

În același timp, o parte din gazul metan străbate, fără să se disocieze, baia de fontă lichidă, barbotînd-o și produce un efect de rafinare (de degazeificare și micșorare a proporției de incluziuni nemetalice), întocmai ca și în cazul tratării fontei cu alte gaze (argon, CO_2, N_2 etc.).

Hidrogenul care se separă în urma reacției de disociere a gazului metan ocupă spațiul bulelor de gaz metan rămas nedescompus, iar carbonul este absorbit la suprafața bulelor. În felul acesta, în prezența bulelor de gaz și a carbonului nativ, se creează condiții prielnice pentru formarea centrelor de grafitizare corespunzătoare formei nodulare a grafitului. Cu alte cuvinte are loc un proces similar tratării fontei cu magneziu. La tratarea fontei cu gaz metan însă, spre deosebire de tratarea ei cu magneziu, este greu să se obțină 100% grafit nodular, deoarece încă înainte de pătrunderea lui în fontă gazul metan se descompune parțial în țeava prin care este suflat, întrucît temperatura lui de disociere este de aproximativ 600°C. Carbonul obținut în felul acesta (sub formă de funingine) este antrenat în fontă de către hidrogen, al doilea produs al reacției de disociere a metanului. Astfel se introduc în fontă și germeni pentru separarea grafitului sub formă lamelară.

Problema posibilității folosirii gazului metan pentru tratarea prin barbotare a fontei lichide prezintă un interes deosebit atît din punct de vedere teoretic cît și din punct de vedere practic.

În articolul de față se prezintă cîteva date experimentale privind influența barbotării gazului natural în fonta cenușie lichidă asupra proprietăților fizico-mecanice ale acesteia.

Metoda de experimentare

S-a introdus gaz natural conținînd 99,7 % CH_4 în fonte cenușii lichide, elaborate în cuptorul cu inducție, cuptor rotativ și cubilou, toate cu căptușeală acidă. S-au folosit încărcături constînd din 100% fontă brută Călan, precum și încărcătură obișnuită cu 20—30% fontă brută.

Gazul natural a fost introdus în fontă lichidă (din cuptor sau oală de turnare) cu ajutorul unor țevi confecționate din materiale refractare (grafit sau șamotă), avînd diametrul interior de 10—15 mm. Presiunea și debitul de gaz, măsurate cu un manometru și rotametru, s-au ales în funcție de înălțimea coloanei de fontă, astfel ca în timpul barbotării gazului fonta lichidă să se agite lent, fără să aibă loc împroșcări și aruncări. Durata de barbotare a fost de 30—300 s.

În cadrul experiențelor s-a determinat variația conținutului de gaze din fontă, a volumului de gaze degajate la solidificare, a conținutului de incluziuni nemetalice (oxizi), a contracției liniare libere și volumice, a fluidității, a rezistenței la tracțiune și a durității, după metodele descrise în literatură [3].

Temperatura fontei s-a determinat cu ajutorul pirometrului optic și al termocuplului de imersie Pt-PtRh.

În timpul barbotării gazului natural în fonta lichidă se observă o micșorare a temperaturii fontei. În cazul cînd barbotarea fontei se efectuează în oale deschise, micșorarea temperaturii este de 30—60°C, în timp ce la barbotarea fontei în cuptoare (rotative, de inducție etc.) căderea de temperatură nu depășește 30°C. Mărimea pierderilor de căldură în timpul barbotării depinde de cantitatea de fontă, debitul de gaz natural și durata de barbotare.

Rezultate obținute

În tabela 1 se dă compoziția chimică a fontelor Călan, retopite în cuptorul de inducție (temperatura de supraîncălzire — 1450°C; durata de menținere la această temperatură —

Tabela 1

Nr. șarjei *	Durata de barbotare și menținere, min.	Compoziția chimică, %					C+Si %	S_c
		C	Si	Mn	P	S		
1 N	0	3,77	2,23	0,94	0,175	0,031	6,00	1,07
1 B	4	3,72	2,37	0,99	0,168	0,022	6,10	1,08
2 N	0	3,64	2,39	0,71	0,135	0,045	6,03	1,05
2 B	2	3,70	2,33	0,68	0,135	0,050	6,03	1,07
3 N	0	3,90	1,50	0,80	0,168	0,030	5,40	1,05
3 B	3	3,89	1,48	0,79	0,169	0,030	5,37	1,09
4 N	0	3,75	2,30	0,80	0,120	0,034	6,05	1,07
4 B	2	3,76	2,30	0,82	0,120	0,030	6,06	1,08
5 N	0	3,82	2,25	0,76	0,136	0,033	6,07	1,09
5 B	3	3,80	2,30	0,80	0,138	0,036	6,10	1,09
6 N	0	3,86	2,41	0,75	0,135	0,030	6,27	1,09
6 B	3	3,84	2,36	0,76	0,137	0,035	6,20	1,11
7 N	0	3,90	1,10	0,86	0,168	0,044	5,00	1,02
7 B	3	3,86	1,10	0,84	0,167	0,046	4,96	1,01
7 BM	15	3,85	1,18	0,86	0,168	0,040	5,03	1,01
7 BM	45	3,80	1,10	0,94	0,168	0,039	4,90	1,00
8 N	0	3,88	1,14	0,88	1,165	0,044	5,02	1,01
8 B	3	3,94	1,14	0,86	0,162	0,043	5,08	1,04
8 BM	30	3,90	1,10	0,86	0,164	0,040	5,00	1,02
9 N	0	3,76	2,50	0,82	0,126	0,034	6,26	1,10
9 B	3	3,80	2,48	0,80	1,126	0,030	6,28	1,11
9 BM	30	3,70	2,36	0,79	0,124	0,030	6,06	1,07
9 BM	55	3,68	2,30	0,80	0,123	0,030	5,98	1,05
10 N	0	3,68	1,40	0,80	0,160	0,035	5,08	0,95
10 B	3	3,68	1,36	0,76	0,156	0,034	5,04	0,97
10 BM	15	3,50	1,33	0,78	0,157	0,033	4,85	0,93
10 BM	30	3,46	1,34	0,76	0,156	0,034	4,80	0,92

* Litera N indică fontele netratate cu gaz natural, litera B — fontele tratate, iar litera M indică fontele menținute izoterm în cuptor.

Tabela 2

Nr. șarjei *	Durata de barbotare și de menținere, min.	Contracția liniară, %			
		Dilatarea inițială	Contracția anteperlitică	Dilatarea eutectoidă	Contracția totală
1 N	0	0,225	0,450	0,155	1,070
1 B	4	0,260	0,415	0,085	1,070
2 N	0	0,140	0,370	0,215	1,015
2 B	2	0,160	0,500	0,065	1,275
3 N	0	0,260	0,405	0,110	1,035
3 B	3	0,315	0,420	0,085	1,020
4 N	0	0,120	0,475	0,095	1,260
4 B	2	0,245	0,355	0,085	1,025
5 N	0	0,140	0,0455	0,190	1,125
5 B	0	0,155	0,425	0,190	1,080
6 N	3	0,200	0,345	0,080	1,065
6 B	0	0,196	0,368	0,080	1,092
7 N	3	0,210	0,350	0,076	1,064
7 B	15	0,180	0,370	0,080	1,110
7 BM	45	0,174	0,420	0,090	1,156
7 BM	0	0,170	0,410	0,060	1,180
8 N	3	0,180	0,390	0,050	1,160
8 B	30	0,170	0,416	0,060	1,185
8 BM	0	0,150	0,450	0,082	1,218
9 N	3	0,162	0,370	0,066	1,142
9 B	30	0,150	0,380	0,070	1,160
9 BM	55	0,134	0,400	0,064	1,212
9 BM	30	0,150	0,380	0,070	1,160
10 N	0	0,360	0,420	0,060	1,000
10 B	3	0,400	0,380	0,066	0,914
10 BM	15	0,350	0,370	0,068	0,952
10 BM	30	0,320	0,370	0,059	0,991

* Compoziția chimică este dată în tabela 1.

15 min; temperatura de turnare a fontelor — 1350°C; încărcătura — 100% fontă Călan), precum şi durata de barbotare a gazului natural şi durata de menţinere a fontei după barbotare în cuptor la temperaturi cuprinse între 1350 şi 1400°C.

În tabela 2 se dau valorile contracţiei liniare (dilatarea iniţială, contracţia anteperlitică şi cea totală a fontelor studiate). Se vede că dilatarea iniţială a fontelor creşte, în urma barbotării gazului natural, cu valori cuprinse în medie între 10 şi 25% (fig. 1, *a*). Menţinerea fontei în stare lichidă la temperatură constantă duce la micşorarea valorii dilatării iniţiale. La menţineri de peste 30 min valoarea dilatării iniţiale este mai mică decît aceea a fontelor retopite nebarbotate.

Acelaşi lucru se observă şi în cazul barbotării gazului natural în fontele elaborate în cubilou

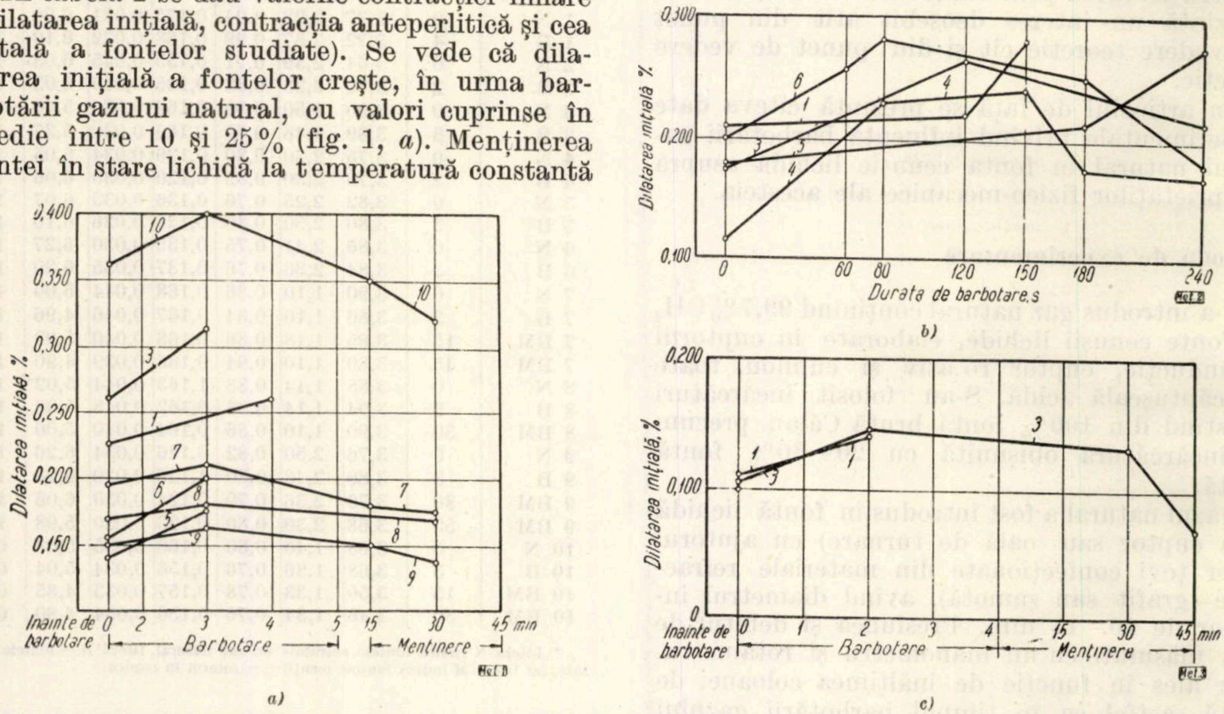


Fig. 1. Influenţa barbotării gazului natural în fonta lichidă şi a menţinerii izoterme în cuptor a fontei modificate asupra dilatării iniţiale:

a — fonte Călan retopite în cuptorul de inducţie (tabela 2); *b* — fonte elaborate în cubilou (tabela 4); *c* — fonte elaborate în cuptorul rotativ (tabela 5). Numerotarea curbelor din diagramă corespunde şarjelor din tabelele 2, 4 şi 5.

Tabela 3

Nr. şarjei	Durata de barbotare s	Compoziţia chimică, %						C + 1/3 Si + P %	C + Si %	Rezistenţa la tracţiune kgf/mm²
		C_{total}	C_{grafit}	Si	Mn	P	S			
7	180	3,38	2,51	1,52	0,66	0,15	0,060	3,93	4,90	26,0
6	120	3,31	2,72	1,86	0,60	0,18	0,060	3,99	5,17	26,5
3	0	3,71	2,91	1,50	0,62	0,15	0,058	4,26	5,21	27,2
21	150	3,39	2,66	1,84	0,63	0,17	0,060	4,06	5,23	24,5
22	150	3,40	2,54	1,86	0,59	0,19	0,056	4,08	5,26	24,8
23	120	3,40	2,76	1,88	0,62	0,17	0,052	4,09	5,28	22,0
28	120	3,51	2,76	1,77	0,61	0,13	0,056	4,14	5,28	20,0
29	120	3,49	2,60	1,84	0,66	0,15	0,052	4,15	5,53	20,0
27	0	3,46	2,88	1,88	0,62	0,29	0,052	4,15	5,34	24,0
9	240	3,36	2,36	1,98	0,66	0,15	0,060	4,07	5,34	22,2
19	120	3,47	2,42	1,89	0,78	0,18	0,062	4,16	5,36	23,0
16	180	3,47	2,23	1,90	0,62	0,22	0,086	4,17	5,37	23,0
4	80	3,50	2,79	1,87	0,62	0,14	0,048	4,17	5,37	24,0
8	180	3,42	2,20	1,96	0,60	0,16	0,048	4,13	5,38	24,0
24	150	3,36	2,76	2,04	0,68	0,16	0,070	4,09	5,40	22,5
18	240	3,51	2,76	1,90	0,64	0,20	0,080	4,21	5,41	24,0
11	0	3,42	2,90	2,00	0,60	0,22	0,060	4,16	5,42	23,5
26	0	3,43	2,45	2,00	0,64	0,17	0,070	4,15	5,43	21,8
17	240	3,51	2,66	1,93	0,58	0,24	0,070	4,23	5,44	24,5
12	180	3,48	2,54	1,96	0,58	0,28	0,048	4,20	5,44	24,0
15	0	3,56	2,88	1,97	0,66	0,19	0,080	4,28	5,53	22,5
30	0	3,53	2,60	2,01	0,65	0,13	0,070	4,24	5,54	18,7
13	0	3,53	2,82	2,03	0,62	0,18	0,052	4,25	5,55	19,0
5	80	3,71	2,94	1,92	0,77	0,15	0,051	4,40	5,63	18,6
1	0	3,69	2,69	1,96	0,70	0,15	0,060	4,39	5,65	14,6
2	60	3,74	2,92	1,92	0,76	0,16	0,052	4,43	5,66	15,4
25	180	3,52	2,76	2,14	0,68	0,19	0,079	4,30	5,66	20,0
20	0	3,49	2,59	2,20	0,71	0,17	0,080	4,28	5,69	17,3
14	240	3,53	2,51	2,17	0,65	0,15	0,044	4,30	5,70	—

și în cuptorul rotativ, folosind în încărcătură 20% fontă brută Călan. Compozițiile chimice ale fontelor studiate sînt date în tabelele 3 și 5, iar datele privind variația contracției liniare libere în tabelele 4 și 5. La fontele elaborate în cubilou și cuptor rotativ, barbotarea cu gaz natural a condus la o creștere mai mare a dilatării inițiale decît în cazul fontelor retopite. Aceasta se explică prin faptul că dilatarea inițială, înainte de barbotare, a fontelor elaborate în cubilou și cuptor rotativ (fonte mecanice) este mai mică decît aceea a fontelor brute. Din figura 1 rezultă că pentru durate de barbotare de 2–3 min a gazului natural în fonta lichidă se obțin valori maxime ale dilatării inițiale.

Tabela 4

Nr. șarjei *	Durata de barbotare, s	Contracția liniară, %				Greutatea specifică, g/cm³	Volumul de retasură, %
		Dilatarea inițială	Contracția anteperlitică	Dilatarea eutectoidă	Contracția totală		
7	180	0,180	0,210	0,030	1,000	7,000	1,60
6	120	0,220	0,340	0,025	1,095	6,820	0,80
3	0	0,210	0,300	0,080	1,100	7,240	3,40
21	150	0,280	0,285	0,085	0,910	7,070	0,45
22	150	0,270	0,300	0,070	0,960	7,142	1,37
23	120	0,215	0,315	0,035	1,065	6,998	1,40
28	120	0,160	0,290	0,050	1,080	6,994	1,50
10	0	0,260	0,320	0,060	1,000	7,310	2,90
29	120	0,290	0,315	0,050	0,970	6,990	0,76
27	0	0,175	0,350	0,070	1,105	7,005	1,67
9	240	0,215	0,320	0,025	1,080	7,026	1,90
19	120	0,240	0,300	0,025	1,035	7,027	1,00
16	180	0,160	0,300	0,025	1,115	6,996	1,80
4	80	0,230	0,310	0,060	1,020	7,166	2,60
8	180	0,195	0,295	0,025	0,975	6,980	1,05
24	150	0,240	0,330	0,040	1,035	7,004	1,38
18	240	0,170	0,235	0,020	1,045	6,992	1,40
11	0	0,115	0,335	0,075	1,145	7,130	1,60
26	0	0,180	0,360	0,065	1,115	7,079	4,00
17	240	0,275	0,320	0,030	1,015	7,006	1,82
12	180	0,215	0,185	0,035	0,935	6,988	1,06
15	0	0,235	0,330	0,045	1,050	6,993	1,56
30	0	0,225	0,340	0,045	1,070	7,044	2,10
13	0	0,180	0,305	0,050	1,075	7,085	1,41
5	80	0,280	0,310	0,085	0,940	7,088	2,00
1	0	0,265	0,315	0,050	1,000	6,940	1,90
2	60	0,235	0,330	0,030	1,045	7,030	—
25	180	0,250	0,340	0,050	1,040	6,983	1,70
20	0	0,150	0,230	0,090	0,990	7,042	4,70
14	240	0,180	0,180	0,050	0,950	7,000	1,30

* Compoziția chimică este dată în tabela 3.

Menținerea izotermă în cuptor a fontei lichide tratată cu gaz natural duce la micșorarea valorii dilatării inițiale a fontelor.

Contracția anteperlitică, atît la fontele brute Călan retopite în cuptorul de inducție cît și la fontele elaborate în cubilou și cuptor rotativ, folosind în încărcătură 20% fontă brută Călan, se micșorează în urma barbotării gazului natural în fontele lichide (fig. 2, *a*, *b* și *c*); această micșorare poate merge pînă la 30%. Menținerea izotermă a fontei lichide barbotate duce, dimpotrivă, la mărirea contracției anteperlitice.

Modificarea fontei lichide prin barbotare de gaz natural micșorează dilatarea din timpul transformării eutectoide, aceasta depășind rareori 0,030%.

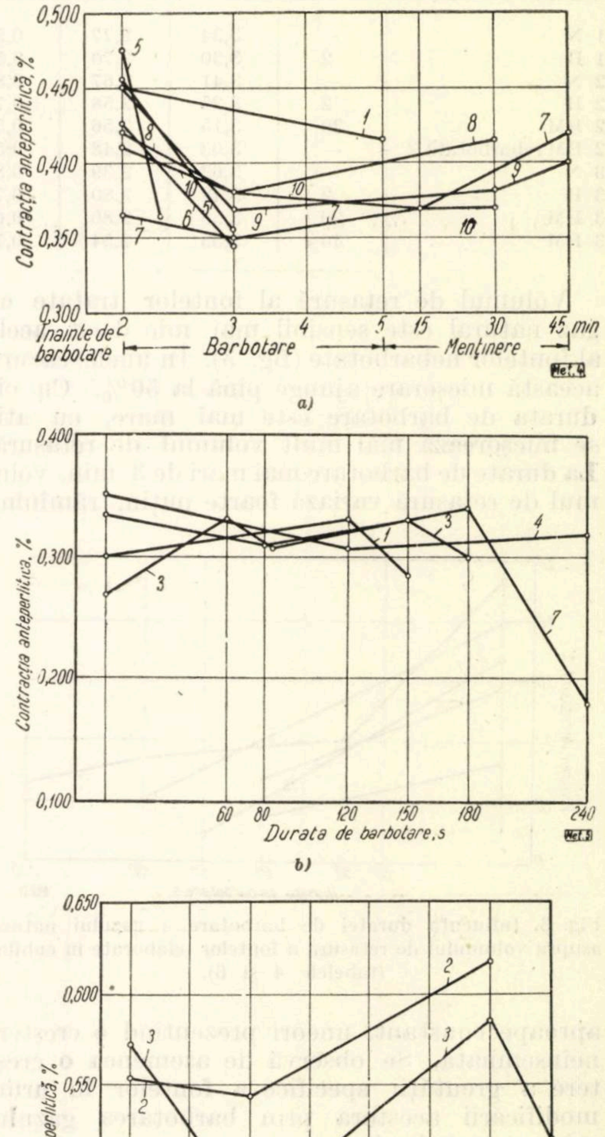


Fig. 2. Influența modificării fontei prin barbotare de gaz natural și a menținerii fontei în cuptor asupra contracției anteperlitice:

a – fonte Călan retopite în cuptorul de inducție (tabela 2); *b* – fonte elaborate în cubilou (tabela 4); *c* – fonte elaborate în cuptorul rotativ (tabela 5).

În aceste condiții, contracția liniară liberă totală a fontelor tratate cu gaz natural se micșorează cu peste 10%.

Tabela 5

Nr. şarjei	Durata de barbotare şi menţinere, min	Compoziţia chimică, %					Contracţia liniară, %			
		C	Si	Mn	P	S	Dilatarea iniţială	Contracţia anteperlitică	Dilatarea eutectoidă	Contracţia totală
1 N	—	3,34	2,77	0,52	0,124	0,042	0,110	0,470	0,100	1,260
1 B	2	3,30	2,70	0,50	0,120	0,040	0,140	0,426	0,110	1,176
2 N	—	3,41	2,67	0,81	0,155	0,029	0,100	0,555	0,070	1,385
2 B	2	3,25	2,58	0,76	0,165	0,023	0,050	0,540	0,070	1,420
2 BM	20	3,15	2,56	0,56	0,165	0,024	0,051	0,645	0,130	1,460
2 BM rebarbotată 2′	—	3,03	2,48	0,51	0,155	0,022	0,070	0,580	0,070	1,440
3 N	—	3,63	2,39	0,85	0,155	0,037	0,105	0,570	0,100	1,365
3 B	2	3,42	2,80	0,70	0,165	0,029	0,145	0,470	0,155	1,170
3 BM	30	3,35	2,80	0,66	0,155	0,030	0,130	0,580	0,050	1,450
3 BM	40	3,53	2,54	0,73	0,153	0,036	0,070	0,530	0,100	1,350

Volumul de retasură al fontelor tratate cu gaz natural este sensibil mai mic decît acela al fontelor nebarbotate (fig. 3). În unele cazuri, această micşorare ajunge pînă la 50%. Cu cît durata de barbotare este mai mare, cu atît se micşorează mai mult volumul de retasură. La durate de barbotare mai mari de 3 min, volumul de retasură variază foarte puţin, rămînînd aproape constant, uneori prezentînd o creştere neînsemnată. Se observă de asemenea o creştere a greutăţii specifice a fontelor în urma modificării acestora prin barbotarea gazului natural (tabela 4).

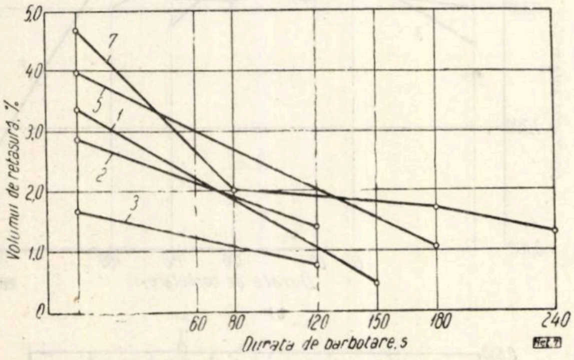


Fig. 3. Influenţa duratei de barbotare a gazului natural asupra volumului de retasură a fontelor elaborate în cubilou (tabelele 4 şi 6).

Rezultă că barbotarea gazului natural în fontă lichidă duce la o îmbunătăţire importantă a proprietăţilor de turnare ale acesteia, în special prin micşorarea tendinţei de formare a retasurii. Aceasta prezintă o importanţă practică deosebit de mare, întrucît, folosind barbotarea gazului natural în fonta lichidă, se poate micşora sau chiar evita posibilitatea de formare a porozităţii (microretasurii) în diferite piese, fără a aduce modificări tehnologiei de formare, mai ales în cazurile schimbării calităţii fontei brute din încărcătură, cînd în practică se constată un procent mai ridicat de defecte.

Se menţionează că, în cazul fontelor brute Călan, caracterizate uneori printr-un volum de retasură ridicat, tratarea lor cu gaz natural duce la micşorarea bruscă a tendinţei de formare a retasurii (tabela 6).

Mărirea dilatării iniţiale şi micşorarea contracţiei anteperlitice prin barbotarea gazului natural în fontele cenuşii lichide duc la micşorarea tendinţei de formare a crăpăturilor la cald în piesele turnate.

Experienţele făcute în uzine au arătat că prin tratarea fontelor cu gaz natural s-a îmbunătăţit simţitor calitatea pieselor turnate, eliminîndu-se aproape complet o serie de defecte, ca: microretasura, retasura concentrată, crăpăturile la cald, la o serie de piese care în mod obişnuit prezentau aceste defecte.

Această influenţă a barbotării gazului natural în fonta lichidă asupra proprietăţilor de turnare ale acesteia se explică prin schimbările structurale ce au loc în timpul acestui tratament.

Tabela 6

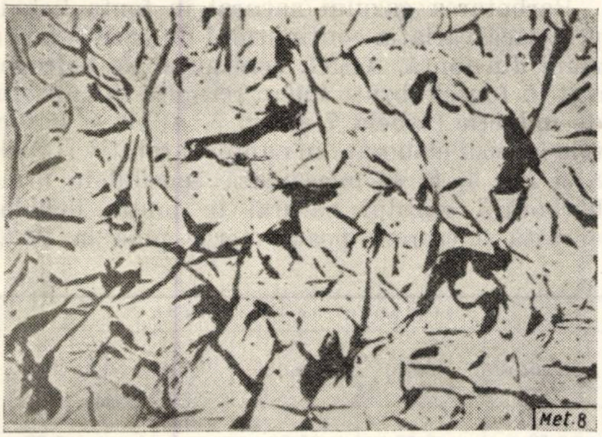
Nr. şarjei	Compoziţia chimică, %						Greutatea specifică, g/cm³	Greutatea probei în aer, kg	Greutatea probei în apă, kg	Volumul real, dm³	Volumul ideal, dm³	Volumul de retasură, %
	C_{total}	C_{grafit}	Si	Mn	P	S						
1 N	3,68	2,91	1,99	0,70	0,19	0,036	7,102	9,430	8,063	1,347	1,325	3,770
1 B	3,45	3,08	2,02	0,70	0,19	0,034	7,050	1,13	7,84	1,330	1,291	2,940
2 N	3,12	3,09	2,43	0,19	0,21	0,040	7,040	7,170	7,812	1,358	1,303	4,04
2 B	3,48	3,15	2,41	0,60	0,78	0,041	7,164	0,195	7,870	1,325	1,283	3,160
3 N	3,54	1,52	0,90	0,54	0,12	0,10	7,101	4,375	3,741	0,743	0,616	2,823
3 B	3,30	1,60	0,93	0,53	0,13	—	7,107	4,141	3,551	0,590	0,582	1,358

Studiul microscopic al structurii arată că prin tratarea fontei lichide cu gaz natural are loc o îmbunătățire a formei separărilor de grafit, în sensul să lamelele devin mai fine și mai numeroase (fig. 4, *a* și *b*). Forma și numărul separărilor de grafit variază mult în funcție de debitul de gaz natural introdus în fontă, precum și de durata barbotării fontei. Schimbînd acești factori, se poate obține o gamă variată de forme ale separărilor de grafit. Din acest motiv, durata de barbotare se alege în funcție de forma dorită a acestor separări. În cazul acestor experiențe s-a ales o durată de barbotare de 3 min, cînd s-au obținut lamele de dimensiuni mici (fig. 4, *b*).

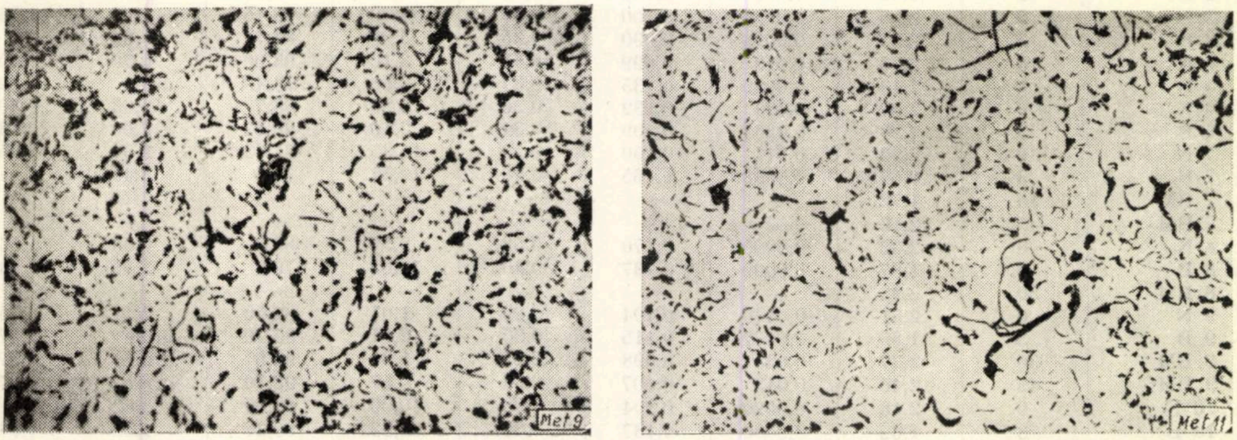
Variația formei, mărimii și distribuției separărilor de grafit prin barbotarea gazului natural în fonta lichidă se explică prin formarea de centre noi de grafitizare, în urma disocierii gazului metan în fontă.

În același timp are loc o oarecare creștere a gradului de grafitizare.

Formarea centrelor de grafitizare în fonta lichidă, prin separarea carbonului în urma disocierii gazului metan, creează condiții deosebite pentru cristalizarea primară, care conduc la un coeficient mai mic de contracție volumică și deci la un volum mai mic de retasură. Desigur, numai această creștere a gradului de grafitizare nu poate explica micșorarea ten-



a)



b) d)

c) e)

Fig. 4. Influența barbotării de gaz natural în fonta Călan asupra formei, dimensiunilor și repartizării separărilor de grafit (× 125, neatacate):

a – înainte de barbotare; *b* – după barbotare timp de 2 min; *c* – menținerea în cuptor a fontei la 1 350 °C timp de 10 min; *d* – menținere timp de 30 min; *e* – menținere timp de 45 min.

dinței de formare a retasurii. Un rol important îl are, probabil, și separarea carbonului liber, care constituie centre ideale pentru cristalizarea grafitului.

Mărirea dilatării inițiale indică o intensificare a grafitizării nu numai la sfîrșitul solidificării fontei, dar și în stare solidă.

Aceasta se poate explica numai prin existența unor condiții energetice mai favorabile, prin prezența centrelor de grafitizare mai corespunzătoare și prin rafinarea fontei în timpul procesului de barbotare.

La menținerea izotermă a fontei lichide în cuptor apare în structură din ce în ce mai mult grafit interdendritic (fig. 4, *c* și *d*), pentru ca la durate mai mari (peste 45 min) să se obțină la solidificare lamele fine de grafit, de dimensiuni mult mai mici decît la fonta inițială (fig. 4, *e*).

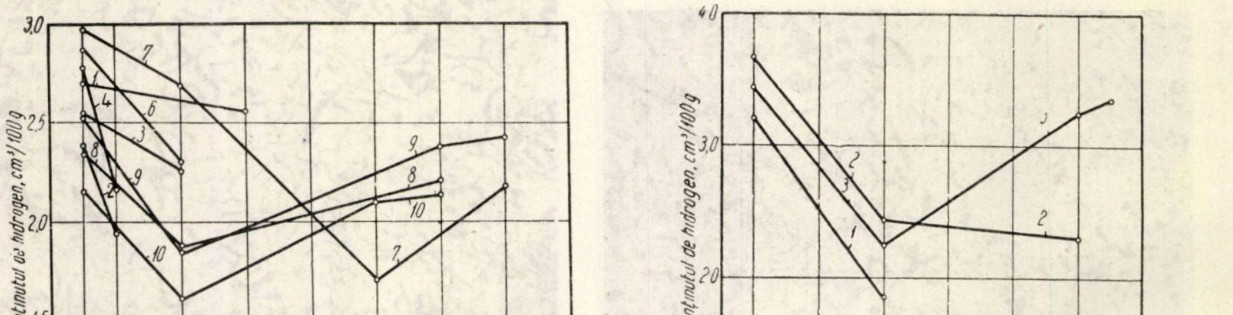
Această schimbare a dimensiunilor, formei și repartizării separărilor de grafit în funcție de durata de menținere cauzează în principal variația contracției liniare și volumice.

Barbotarea gazului natural în fonta lichidă provoacă variația conținutului de gaze și incluziuni din fontă. Astfel, conținutul de hidrogen atît în fontele brute Călan retopite în cuptorul de inducție (tabela 7 și fig. 5, *a*) cît și în fontele cenușii elaborate în cuptorul rotativ (tabela 8 și fig. 5, *b*) se micșorează sensibil în urma barbotării gazului natural în fonta lichidă; această micșorare poate merge pînă la 30%.

Tabela 7

Nr. șarjei *	Durata de barbotare, min	Conținutul de gaze, %			Conținutul de incluziuni, %				
		H_2 cm³/100 g	N %	O_2 %	Cantitatea	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	MnO
1 N	0	2,69	0,018	0,180	0,52	3,46	95,00	0,84	1,02
1 B	4	2,60	0,011	0,135	0,40	4,20	90,22	1,90	3,45
2 N	0	2,37	0,0092	0,113	0,30	1,61	89,65	1,61	2,21
2 B	2	1,98	0,008	0,135	0,38	5,28	91,81	0,80	0,73
3 N	0	2,56	0,0086	0,100	0,28	4,20	83,45	10,9	1,86
3 B	3	2,25	0,0079	0,090	0,25	3,30	84,7	8,88	2,1
4 N	0	2,76	0,013	0,099	0,31	3,10	93,00	0,70	1,60
4 B	2	2,19	0,0099	0,135	0,37	3,58	93,43	urme	1,82
6 N	0	2,87	0,024	0,132	0,36	2,80	88,7	2,35	0,80
6 B	3	2,28	0,026	0,109	0,34	2,10	90,02	7,00	0,88
7 N	0	2,99	0,011	0,190	0,50	11,3	81,33	2,30	2,05
7 B	3	2,68	0,0098	0,165	0,48	12,57	79,5	3,40	1,97
7 BM	15	1,72	—	—	—	—	—	—	—
7 BM	45	2,16	—	—	—	—	—	—	—
8 N	0	2,32	0,0090	0,170	0,53	9,58	88,0	0,88	1,56
8 B	3	1,87	0,0099	0,137	0,40	10,07	79,0	5,76	1,23
8 BM	30	2,23	—	—	—	—	—	—	—
9 N	0	2,51	0,0140	0,104	0,29	1,01	83,50	2,11	8,75
9 B	3	1,85	0,0097	0,115	0,30	2,01	87,70	urme	2,57
9 BM	30	2,37	0,020	0,098	0,25	1,3	93,6	urme	4,37
9 BM	45	2,40	0,013	0,107	0,34	0,57	98,76	urme	0,57
10 N	0	2,16	0,0090	0,104	0,33	10,00	80,30	3,62	2,5
10 B	3	1,62	0,0086	0,137	0,38	11,63	86,27	1,85	0,88
10 BM	15	2,12	0,0083	0,091	0,27	11,93	84,77	2,22	0,77
10 BM	30	2,13	0,010	—	—	—	—	—	—

* Compoziția chimică este dată în tabela 1.



a) *b)*

Fig. 5. Influența modificării fontei, prin barbotare de gaz natural, asupra conținutului de hidrogen:
a – fonte Călan retopite în cuptorul de inducție (tabela 7); *b* – fonte retopite în cuptorul rotativ (tabela 8).

Menținerea izotermă ulterioară a fontei în cuptor duce la creșterea conținutului de hidrogen.

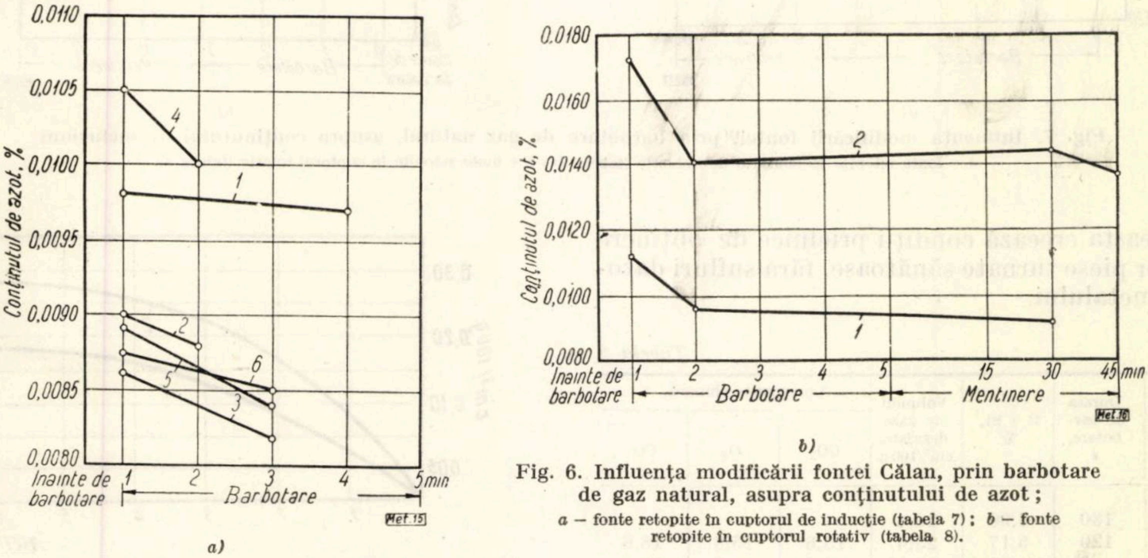
Conținutul de hidrogen în fontele cenușii retopite în cuptorul de inducție variază între 1,5 și 3,0 cm³/100 g ; în fontele elaborate în cuptorul rotativ acest conținut este mai mare.

Cantitatea totală de incluziuni în fontele cenușii nu depășește în general 0,50 %, în cea mai mare parte constînd din oxizi de fier (peste 80 %), și numai într-o mică măsură din oxizi de siliciu (sub 12 %), oxizi de aluminiu (sub 10 %) și oxizi de mangan (sub 8 %).

Tabela 8

Nr. șarjei *	Durata de barbotare și menținere, min	Conținutul de gaze			Conținutul de incluziuni, %				
		H_2cm³/100 g	N %	O_2 %	Cantitatea totală	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	MnO
1 N	—	3,20	0,009	0,209	0,60	12,46	2,73	73,92	0,47
1 B	2	1,84	0,011	0,199	0,58	8,23	1,50	87,91	1,20
2 N	—	3,68	0,008	0,158	0,45	1,28	6,40	91,43	0,85
2 B	2	2,43	0,0070	0,145	0,42	32,96	1,27	59,62	5,71
2 BM	20	2,30	0,0073	0,164	0,50	5,28	urme	93,81	0,73
2 BM	rebarbotată după menținere	3,54	0,0069	0,135	0,40	1,64	urme	85,41	2,90
3 N	—	3,45	0,014	0,127	0,30	0,95	urme	95,71	1,48
3 B	2	2,27	0,009	0,155	0,45	4,51	urme	93,70	1,80
3 BM	30	3,25	0,010	0,132	0,37	4,60	4,61	83,80	6,00
3 BM	40	3,30	0,010	0,126	0,39	6,01	4,41	81,01	—

* Compoziția chimică este dată în tabela 5.



a)

b)

Fig. 6. Influența modificării fontei Călan, prin barbotare de gaz natural, asupra conținutului de azot ;

a – fonte retopite în cuptorul de inducție (tabela 7) ; *b* – fonte retopite în cuptorul rotativ (tabela 8).

Variația, în urma tratamentului fontei lichide cu gaz natural, a conținutului de azot legat este asemănătoare (tabela 7 și 8 și fig. 6, *a* și *b*). Menținerea izotermă a fontei lichide în cuptor nu determină vreo variație importantă a acestui conținut.

Conținutul de azot legat în fontele cenușii studiate este cuprins între 0,008 și 0,018 %, fiind mai mare în cazul fontelor elaborate în cuptorul rotativ.

Rezultatele obținute privind variația conținutului de oxigen sînt contradictorii : în cele mai multe cazuri conținutul de oxigen legat scade prin barbotarea gazului natural în fonta lichidă, observîndu-se uneori o creștere a lui, cauzată de influența altor factori. În general conținutul de oxigen în fontele Călan studiate nu depășește 0,2 %.

Barbotarea gazului natural în fonta lichidă duce de asemenea la micșorarea conținutului de incluziuni (tabela 7 și 8 și fig. 7, *a* și *b*).

Fontele elaborate în cuptorul rotativ conțin o cantitate mai mare de oxizi (tabela 8).

În timpul menținerii izoterme a fontei lichide în cuptor are loc o oarecare creștere a conținutului de incluziuni de oxizi.

Prin captarea gazelor degajate în timpul solidificării fontelor, s-a constatat că la fontele barbotate cu gaz natural volumul de gaze degajate în această perioadă este mai mare decît la fontele inițiale (tabela 9). În figura 8 este arătată variația în timp a degajării gazelor pentru fonte de cubilou.

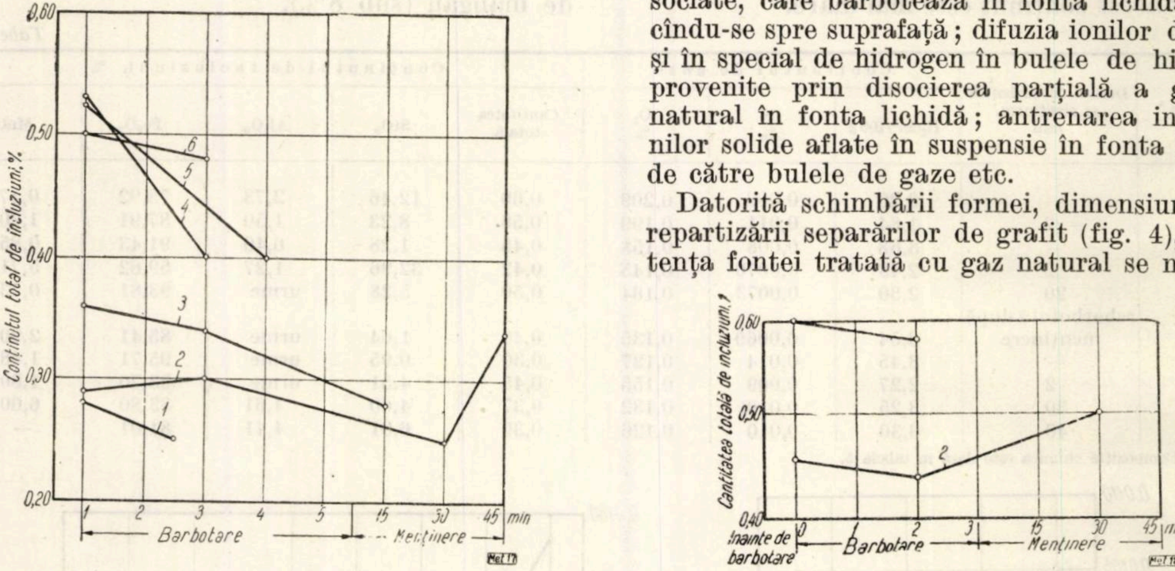
Analiza gazelor captate arată o micșorare a proporției de H_2, O_2 și CO la fontele barbotate față de fontele inițiale, turnate în aceleași condiții (tabela 9).

O dată cu mărirea duratei de barbotare a gazului natural în fonta lichidă se micșorează volumul de gaze degajate la solidificarea fontei (fig. 9), ceea ce se explică prin micșorarea totală a conținutului de gaze (fig. 5 și 6).

Cu alte cuvinte, tratarea fontei cu gaz natural, ca şi cu alte gaze, provoacă o degazeificare a fontei şi o intensificare a degajării gazelor din fontă în timpul solidificării şi răcirii pieselor turnate.

Eliminarea gazelor dizolvate în fonta lichidă se face după un mecanism destul de complex. În cazul tratării fontei cu gaz natural se pot suprapune mai multe fenomene : difuzia ionilor gazelor din fonte în bulele de gaz metan nedisociate, care barbotează în fonta lichidă, ridicîndu-se spre suprafaţă ; difuzia ionilor de gaze şi în special de hidrogen în bulele de hidrogen provenite prin disocierea parţială a gazului natural în fonta lichidă ; antrenarea incluziunilor solide aflate în suspensie în fonta lichidă de către bulele de gaze etc.

Datorită schimbării formei, dimensiunilor şi repartizării separărilor de grafit (fig. 4), rezistenţa fontei tratată cu gaz natural se măreşte



a)

b)

Fig. 7. Influenţa modificării fontei, prin barbotare de gaz natural, asupra conţinutului de incluziuni : *a* — fonte retopite în cuptorul de inducţie (tabela 7) ; *b* — fonte retopite în cuptorul rotativ (tabela 8).

Aceasta creează condiţii prielnice de obţinere a unor piese turnate sănătoase, fără sufluri datorite metalului.

Tabela 9

Nr. şarjei *	Durata de barbotare, s	C + Si, %	Volumul de gaze degajate, cm³/100 g	Compoziţia chimică, %		
				CO_2	O_2	CO
7	180	4,90	20,4	—	—	—
6	120	5,17	23,0	13,6	15,8	18,6
3	0	5,21	60,02	9,6	12,5	18,6
21	150	5,23	27,5	8,0	13,4	16,4
22	150	5,26	44,4	7,4	12,4	12,6
23	120	5,28	14,0	8,8	17,0	18,8
28	120	5,28	22,8	9,0	15,4	16,2
10	0	5,30	52,3	10,0	13,0	19,0
29	120	5,33	22,3	9,4	15,2	16,2
27	0	5,34	19,8	9,6	16,0	19,0
9	240	5,34	27,2	7,2	10,8	16,8
19	120	5,36	52,9	8,2	13,6	15,6
16	180	5,37	52,2	9,4	13,6	19,0
8	180	5,38	19,2	11,0	13,0	20,4
24	150	5,40	61,6	4,5	7,0	7,0
18	240	5,41	59,0	10,0	13,0	15,2
11	0	5,42	32,7	10,8	12,6	18,6
26	0	5,43	32,0	6,0	11,4	12,8
17	240	5,44	26,8	6,0	10,8	13,4
12	180	5,44	36,8	9,4	14,2	20,0
15	0	5,53	35,7	9,4	13,0	17,0
30	0	5,54	12,8	6,0	13,6	13,6
13	0	5,55	65,5	9,6	12,4	17,4
1	0	5,65	59,7	8,9	12,0	17,0
25	180	5,66	32,4	8,8	14,4	16,8
20	0	5,69	41,0	7,8	12,2	15,6
14	240	5,70	47,2	10,4	13,2	19,8

* Compoziţia chimică este dată în tabela 3.

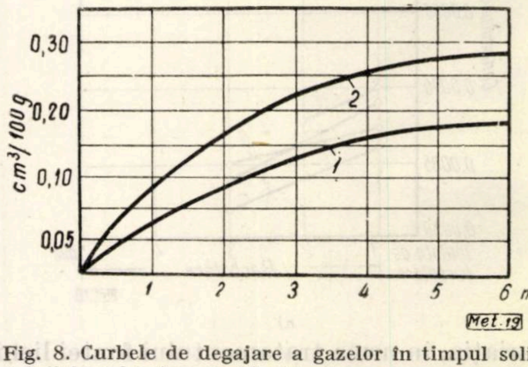


Fig. 8. Curbele de degajare a gazelor în timpul solidificării fontei netratate (*1*) şi tratate cu gaz natural (*2*).

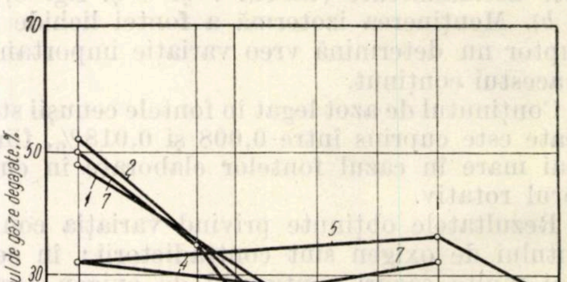


Fig. 9. Influenţa duratei de barbotare a gazului natural în fonta lichidă de cubilou asupra volumului de gaze degajate la solidificare (tabela 9).

în medie cu 10—25%. Prin aceasta, se obţin rezistenţe maxime pentru durate de barbotare a gazului natural de 2—3 min (fig. 10).

Duritatea fontei se micşorează în medie cu 10—20%, în funcţie de durata de barbotare a gazului natural (fig. 10).

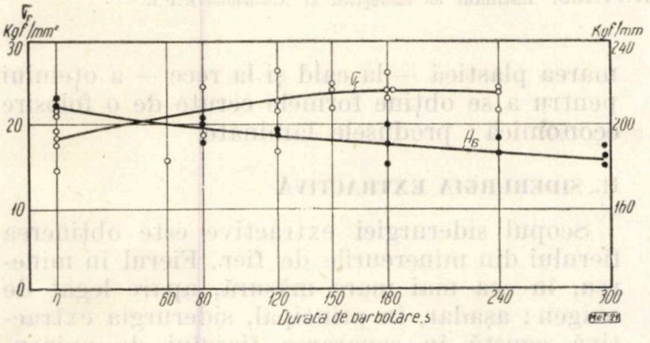


Fig. 10. Variaţia rezistenţei la tracţiune şi a durităţii fontelor de cubilou în funcţie de durata de barbotare a gazului natural în fonta lichidă (tabela 3).

Din cele arătate se vede că tratarea fontei cu gaz natural reprezintă un mijloc de îmbunătăţire a calităţii pieselor turnate, asigurînd în acelaşi timp atît mărirea proprietăţilor mecanice ale fontei cît şi mărirea compactităţii pieselor turnate, micşorarea tendinţei de formare a retasurii şi a tensiunilor interne, a tendinţei de formare a crăpăturilor la cald şi la rece, precum şi o fluiditate a fontei bună.

Celelalte mijloace de îmbunătăţire a calităţii fontei turnate în piese (modificarea fontei cu FeSi, SiCa şi Mg, mărirea cantităţii de oţel în încărcătură, supraîncălzirea fontei etc.) nu duc în acelaşi timp la îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice şi a celor de turnare şi în plus sînt mai costisitoare.

Chiar în comparaţie cu celelalte gaze folosite de obicei în turnătorii pentru barbotarea fontei, ca : azot, bioxid de carbon, hidrogen etc., tratarea fontei cu gaz natural este mult mai ieftină, duce la o mai mică cădere a temperaturii fontei şi, lucrul cel mai important, duce, prin crearea de noi centre de grafitizare şi creşterea gradului de grafitizare, la mărirea compactităţii pieselor turnate.

Sînt necesare încă studii detaliate care să arate cînd anume este indicată barbotarea fontei cu gaz natural, care este compoziţia chimică optimă a fontei, durata de barbotare şi debitul optim de gaz. Este necesar de asemenea să se cerceteze efectul barbotării fontei cu alte gaze care conţin gaz natural (gazul de furnal înalt, de cocs, de gazogen etc.).

O importanţă deosebit de mare o are durata efectului de modificare a fontei prin barbotarea gazului natural, în cazul menţinerii izoterme a fontei în stare lichidă.

S-a arătat că prin menţinerea fontei tratate în prealabil cu gaz natural la temperaturi ridicate (1 350 — 1 450°C), în stare lichidă, conţinutul de hidrogen creşte (fig. 5) ; în schimb, forma şi dimensiunile grafitului variază puţin (fig. 4). Rezultă deci că efectul modificator al gazului natural este foarte puternic şi nu dispare chiar în cazul unor durate mari de menţinere a fontei modificate în stare lichidă.

Procedeul de modificare a fontei cenuşii prin barbotarea gazului natural în fonta lichidă poate fi aplicat pentru îmbunătăţirea calităţii fontei brute de turnătorie, ducînd la eliminarea influenţei fenomenului de ereditate asupra calităţii fontelor de a doua fuziune, indiferent de proprietăţile fizico-chimice iniţiale ale fontelor brute evacuate din furnal.

De asemenea, barbotarea gazului natural poate fi aplicată fontelor elaborate în cubilou, cuptor rotativ şi cuptor de inducţie, în vederea obţinerii de piese sănătoase (fără sufluri şi microretasuri), a prevenirii apariţiei stratului dur la suprafaţa pieselor cu pereţi subţiri (piese pentru maşini agricole, maşini textile etc.), a obţinerii unor rezistenţe mai ridicate la tracţiune şi păstrînd în acelaşi timp o duritate scăzută şi, deci, o capacitate bună de prelucrare mecanică.

În afară de aceasta, gazul natural poate fi folosit ca agent transportor al diferitelor materiale, în stare de pulbere, care se introduc în fontă : FeSi — pentru modificarea fontei, SiC şi grafit — pentru carburarea fontei, CaC_2 — pentru desulfurarea fontei şi Mg — pentru nodulizarea grafitului etc.

Pentru aplicarea pe scară industrială a acestui procedeu sînt necesare dispozitive speciale simple de insuflare a gazului natural în fonta lichidă (în oala de turnare sau cuptoare), folosind fie ţevi metalice răcite cu apă, fie tuburi din materiale refractare (grafit sau şamotă).

Bibliografie

[1] *Modl E. K.* : : Die Anwendung von Spülgas-und Einblaseverfahren in der Giesserei. Giesserei, 1961, nr. 21, pag. 639—647.

[2] *Gorşkov, Cen Si-şen* : Ob obrazovanii şarovidnovo grafita pri pervicinoi kristalizaţii ciuguna. Teoria i praktika litia, Maşghiz, 1959, pag. 85—94.

[3] *Buzilă S., Sofroni L.* : Îndrumar de laborator la turnarea metalelor. Editura de stat didactică şi pedagogică, 1961.

CZ 669.1.012.37

Contribuţii la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică

Ing. ADRIAN DUMITRESCU, Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini utilaje şi industria electrotehnică,
ing. MARIUS ELEFTERESCU şi ing. ŞTEFAN KOVACS, Institutul de energetică al Academiei R.P.R.

Industria siderurgică este caracterizată prin intervenţia unui consum important de energie, procesele siderurgice situîndu-se în categoria proceselor tehnologice industriale energointensive. Astfel, se poate admite ca cifră de orientare, în industria siderurgică, un consum specific de energie de circa 7 × 10^6 kcal/t oţel [1]. Faţă de producţia mondială de oţel de 301 800 000 t în anul 1959, rezultă un consum total de energie echivalent cu 301 800 000 t combustibil convenţional.

Un aspect deosebit, însă, este provenienţa kilocaloriei consumate în industria siderurgică, aceasta reclamînd un purtător de energie primară cu totul special (huila cocsificabilă) pentru fabricarea cocsului metalurgic (pentru furnalele înalte).

Calculele arată că nevoile mondiale de cocs metalurgic destinat industriei, calculate în combustibil convenţional, se estimează la 1 300 × 10^6 t în anul 2 000 [2].

Pentru fabricaţia cocsului metalurgic este nevoie de huile aglutinante, însă rezervele de asemenea huile scad şi, în acelaşi timp, scad şi celelalte caracteristici favorabile importante ale huilelor, cum sînt conţinutul redus de cenuşă şi sulf. Pînă azi nu există un procedeu satisfăcător cu ajutorul căruia să se poată fabrica din huile de calitate inferioară un cocs bun pentru furnalul înalt modern.

De posibilităţile de rezolvare a acestei probleme este legată linia pe care se va dezvolta în perspectivă industria siderurgică, baza energetică fiind determinantă în alegerea procedeelor tehnologice.

Aşa se explică faptul că principalele centre siderurgice au fost amplasate în general în bazinele sau în apropierea bazinelor de huilă, posibil a fi folosite economic pe scară industrială în siderurgie [3].

I. FAZELE TEHNOLOGICE PRINCIPALE ALE INDUSTRIEI SIDERURGICE

Industria siderurgică cuprinde trei faze principale tehnologice :

— siderurgia extractivă ;
— metalurgia oţelului ;
— laminarea oţelului.

În primele două faze, procesele tehnologice au un caracter energointensiv şi sînt legate de transformări termochimice ; în ultima fază, procesul tehnologic care reclamă puteri instalate importante constă, în principal, din deformarea plastică — la cald şi la rece — a oţelului pentru a se obţine formele cerute de o folosire economică : produsele laminate.

II. SIDERURGIA EXTRACTIVĂ

Scopul siderurgiei extractive este obţinerea fierului din minereurile de fier. Fierul în minereu, în cea mai mare măsură, apare legat de oxigen ; aşadar, în principal, siderurgia extractivă constă în separarea fierului de oxigen. Pentru aceasta, astăzi se ia în considerare numai o reducere, şi anume aproape exclusiv cu oxid de carbon şi cu carbon sub formă de cocs, rar sub formă de antracit, mangal, huilă. De fapt, pentru aceasta corespund şi alte substanţe, ca : hidrogenul, gazul natural, siliciul, aluminiul ; pînă acum, cu mici excepţii, folosirea hidrogenului şi a gazului natural nu a depăşit stadiul încercărilor, iar siliciul şi aluminiul se pot folosi ca reductor numai în cazuri speciale.

În afară de minereul şi de carbonul necesar reducerii, procesul siderurgic extractiv necesită şi căldură, care în mod practic poate fi produsă prin arderea de cărbune (cocs) suplimentar sau prin energie electrică.

Aşadar, pentru obţinerea fierului este nevoie de minereu, substanţă reductoare — carbon sub formă de cocs — şi căldură, care poate fi produsă fie prin arderea unei cantităţi suplimentare de cocs cu oxigenul din aerul suflat, fie prin energia electrică.

Industrial se obţine în final un aliaj al fierului : oţelul, fie ,,direct'', fie ,,indirect'', trecîndu-se printr-un alt aliaj : fonta brută.

Minereul constituie materia sau ,,baza materială'', iar cocsul, respectiv energia electrică, ,,baza energetică'', pentru producerea industrială a fierului sub formă de oţel sau fontă brută. Pe lîngă acestea mai sînt necesare şi unele adaosuri (în principal calcar), destinate fie eliminării sub formă de zgură a corpurilor străine din minereu (ganga), fie modificării analizei oţelului şi fontei.

Calea obişnuită pentru obţinerea oţelului este ,,minereu-fontă-oţel'' prin furnalul înalt. Minereul este redus în fontă brută în furnalul înalt cu vînt, iar această fontă brută este apoi afinată — într-un alt cuptor — în oţel. Aşadar oţelul rezultă printr-un ocol : obţinerea ,,indirectă'' a oţelului în două faze : prima fază — reducerea minereului însoţită de transformarea fierului în fontă, adică procesul siderurgic extractiv, şi a doua fază — afinarea fontei, care constă din oxidarea elementelor însoţitoare, adică procesul metalurgic.

Procedeele prin care, pornindu-se de la minereu, se obţine oţel fără a se produce în prealabil fontă brută prin carburarea fierului, se consideră procedee directe.

În condiţiile obişnuite de fabricaţie a oţelului, atît timp cît există o bază favorabilă pentru minereu şi cărbune, obţinerea directă a oţelului nu s-a putut impune. Cu cît însă condiţiile pentru obţinerea fontei brute sînt mai defavorabile, cu atît mai mari vor fi perspectivele pentru obţinerea oţelului pe cale directă.

Producţia oţelului pe cale directă nu joacă azi însă nici un rol în cadrul economiei siderurgice extractive mondiale; statistica arată că, pe plan mondial, pentru producţia de oţel se foloseşte fonta brută într-o proporţie medie de 57 % şi fier vechi (deşeuri) într-o proporţie de 43 %, care de asemenea provine, în principal, din fonta brută [4].

De asemenea, în cea mai mare parte, fonta brută este produsă în furnalele înalte, care, cu puţine excepţii, sînt exploatate cu cocs. Siderurgia extractivă în furnalele înalte constituie, aşadar, astăzi aproape exclusiv baza pentru obţinerea pe cale indirectă a oţelului.

Furnalul înalt modern are o productivitate curentă de pînă la 1 500 t fontă brută pe zi, fiind construite în ultimul timp furnale cu un volum de 2 000 m^3 cu productivitate mult peste 2 000 t fontă brută pe zi [5], [6], [7]. Productivitatea mare constituie un deosebit avantaj al furnalului înalt, furnalul înalt fiind agregatul cel mai corespunzător pentru producţia în masă a fontei brute.

În schimb, datorită înălţimii lui mari, şi deci înălţimii mari a coloanei încărcăturii, furnalul înalt pune condiţii cu totul speciale componenţilor încărcăturii, aceştia trebuind să fie deosebit de rezistenţi. Furnalul înalt reclamă un cocs care să asigure condiţiile de rezistenţă cerute de înălţimea coloanei încărcăturii, adică „cocsul metalurgic", a cărui fabricaţie, după cum s-a arătat, este legată de existenţa unor huile corespunzătoare şi care nu mai stau la dispoziţie în aceeaşi măsură ca pînă acum. De asemenea furnalul înalt este mai sensibil din punct de vedere chimic.

Din aceste cauze, cu toate avantajele pe care le prezintă furnalul înalt, în ultimul timp s-a dezvoltat şi furnalul cu cuvă scundă, în cele două variante:

— furnalul cu cuvă scundă cu vînt;
— furnalul cu cuvă scundă electric.

Furnalul cu cuvă scundă cu vînt s-a dezvoltat în R. D. Germană pentru a folosi minereurile locale inferioare şi cocsul indigen, care nu pot fi folosite de furnalul înalt. Sînt în exploatare zece asemenea furnale cu cuvă scundă, cu productivitate de circa 70 t fontă/zi [8], adică agregate cu productivitate redusă faţă de cele care pot fi obţinute în furnalele înalte moderne. Cu toate că dezvoltarea acestor furnale cu cuvă scundă a contribuit la rezolvarea problemei siderurgiei extractive, în R. D. Germană, numai cu mijloace interne, totuşi nu se poate considera că asemenea furnale ar putea constitui agregatul de adoptat pentru înlocuirea furnalului înalt într-un plan de dezvoltare a siderurgiei extractive.

Furnalul electric este agregatul care se dezvoltă şi care ar putea înlocui în viitor furnalul înalt, în măsura în care energia electrică va sta la dispoziţie în cantitate corespunzătoare şi la preţ favorabil.

Condiţiile economice de echivalenţă energetică sînt asigurate cînd costul unui kilogram de cocs metalurgic egalează costul a 8 kWh; ţinînd seamă şi de ceilalţi factori tehnico-economici, condiţiile de echivalenţă economică sînt asigurate cînd costul unui kilogram de cocs metalurgic echivalează costul a 4—5 kWh [9, 10].

Furnalul electric elimină condiţiile speciale cerute de furnalul înalt încărcăturii şi cocsului, pentru reducere putîndu-se folosi mărunţi de cocs, antracit şi chiar lignit.

În situaţia actuală, furnalul electric se construieşte în următoarele mărimi:

puterea transformatorului, kVA	7 500	13 200	24 000;
sarcina normală de funcţionare, kW	6 000—7 500	10 000—11 000	18 000—20 000
producţia anuală de fontă brută, t	17 000—20 000	30 000—33 000	54 000—60000

Rezultă deci că productivitatea acestui furnal este superioară celei a furnalului cu cuva scundă şi vînt, dezvoltat în R.D.G.; totuşi el este încă departe de a avea productivitatea furnalului înalt modern.

Datorită dificultăţilor de aprovizionare cu materii prime şi cocs în calităţile cerute de furnalul înalt, precum şi existenţei unei cantităţi de minereu mărunt, a cărui folosire în furnalul înalt este legată de construirea unor importante instalaţii de aglomerare, peletizare sau brichetare, în ultimul timp s-a pus accentul pe dezvoltarea a diverse procedee pentru producerea directă a fierului, folosind minereurile care nu sînt apte a fi prelucrate direct în furnalul înalt, iar pentru reducere, fie carbonul din combustibili solizi inferiori cocsului metalurgic, fie diferite gaze.

Printre procedeele care folosesc pentru reducere combustibili solizi, sînt de menţionat procedeele: Krupp-Renn, R.N (Republic Steel and National Lead), Luramie, Stürzelberg, Basset şi Höganäs.

Procedeele care folosesc pentru reducere diferite gaze sînt următoarele: Wiberg, Lurgi-Galluser, Madaras şi Cavanagh.

În sfîrşit, sînt de menţionat procedeele noi, dezvoltate, folosind reacţiile în pat fluidizat: H-Iron (Bethlehem Steel Corporation, Essoresearch, Shipley, Novalfer-Onia şi Stelling).

Primele procedee au valoarea lor economică prin eliminarea cocsului metalurgic şi folosirea fie a unor minereuri care nu se pot prelucra în furnalul înalt (de exemplu minereuri acide), fie a unor minereuri de calitate superioară (de exemplu procedeul Wiberg). În consecinţă, folosirea lor are mai mult un caracter local, iar productivitatea obţinută este departe de a fi la nivelul celei a furnalului înalt.

Procedeele care folosesc pentru reducere diferite gaze au, de asemenea, un caracter de folosire local, au productivităţi reduse faţă de furnalul înalt; avantajul constă în eliminarea cocsului.

Procedeele folosind reacţiile în pat fluidizat, deşi au perspective în viitor, totuşi sînt departe de a putea înlocui furnalul înalt; producerea gazului pentru reducere se face încă în condiţii neeconomice, iar minereul folosit trebuie să fie de calitate. Productivitatea este însă foarte mică.

Este de reţinut că produsul dat de aproape toate aceste procedee constă fie în bureţi de fier, fie în lupe de fier, înlocuind fierul vechi, pentru prelucrarea ulterioară în furnalul înalt, în cuptorul electric sau în cuptorul Siemens-Martin. Cu caracter de orientare se prezintă consumurile specifice energetice pentru diversele procedee reprezentative, în ipoteza că se foloseşte un minereu cu un conţinut de 65% Fe [11]:

— procedeul H-Iron	4 662 000 kcal/t;
— procedee ce dau burete de fier	3 276 000 kcal/t;
— procedeul R-N	3 520 000 kcal/t;
— furnalul electric	2 772 000 kcal/t;
— furnalul înalt	2 872 000 kcal/t.

Din cele arătate rezultă că şi din punct de vedere energetic agregatele care pot fi luate în considerare pentru dezvoltarea unei industrii siderurgice sînt: furnalul înalt, agregatul cu cea mai mare productivitate, şi furnalul electric, azi cu o productivitate mai mică. Primul este dependent de cocsul metalurgic şi de o încărcătură calitativ superioară, cel de-al doilea de existenţa energiei electrice în cantităţi suficiente şi la un preţ redus.

III. METALURGIA OŢELULUI

Procedeele moderne de elaborare a oţelului se bazează pe procese de oxidare, de dezoxidare şi de decantare.

Oxidarea elementelor însoţitoare în surplus şi îndepărtarea (decantarea) produselor de oxidare constituie procesul de „afinare".

Dezoxidarea şi îndepărtarea produselor de dezoxidare constituie procesul de „rafinare".

Aceste procese au loc în baia metalică, la temperatură înaltă.

Procedeele moderne pentru producerea oţelului sînt, deci, cele prin fuziune, în cadrul fiecărui procedeu existînd mai multe metode de lucru. Aceste procedee folosesc următoarele agregate:

— convertizorul — acid — Bessemer
— convertizorul — bazic — Thomas

— cuptorul Siemens-Martin — acid
— cuptorul Siemens-Martin — bazic

— cuptorul electric — acid
— cuptorul electric — bazic

În stadiul actual, cuptorul Siemens-Martin, cu numeroasele sale metode de lucru, reprezintă baza producţiei de oţel, care în ultimele decade a căpătat o serioasă fundamentare teoretică şi a făcut progrese apreciabile din punct de vedere calitativ şi economic.

Cuptorul Siemens-Martin este agregatul care permite folosirea atît a fontei lichide sau reci cît şi a deşeurilor de fier; din acest punct de vedere, el este agregatul ideal, care, pretîndu-se la folosirea oricărei încărcături, oferă posibilitatea reducerii cantităţii de fontă — atunci cînd disponibilităţile de deşeuri de fier cresc — şi deci şi a reducerii investiţiilor în furnalele înalte, cocserii, deschideri de mine de cărbune şi minereu. În general se foloseşte procedeul bazic, procedeul acid, cerînd o încărcătură de calitate superioară (cu puţin P şi S), se foloseşte pentru elaborarea oţelurilor de calitate superioară.

Proporţiile de materii prime metalice în încărcătură determină varianta procesului de lucru; în cuptorul Siemens-Martin se poate lucra:

— numai cu fontă: procedeul „fontă-minereu";

— numai cu deşeuri de fier: procedeul „fier-vechi-cocs";

— cu fier vechi şi fontă, cu sau fără minereu în încărcătură.

Cuptorul Siemens-Martin se construieşte în mod curent pentru încărcături cuprinse între 60 şi 220 t; tendinţa este pentru încărcături pînă la 500 t şi chiar mai mari.

Cuptorul electric completează nevoile de oţeluri de calitate şi speciale pe care cuptorul Siemens-Martin nu le poate produce. Cuptoarele electrice cu arc, folosite pentru producţia oţelului de calitate în masă, se construiesc în mod curent pentru încărcături cuprinse între 30 şi 80t; tendinţa este pentru încărcături mult mai mari, unităţile cele mai mari construite pînă în prezent fiind pentru încărcături de 250 t.

Convertizorul se reintroduce pe o scară mai importantă la cealaltă extremă, a oţelurilor de masă.

Încărcătura convertizorului constă aproape exclusiv în fontă lichidă. Convertizorul Thomas asigură afinarea fontei fosforoase și, din acest punct de vedere, este agregatul care a făcut posibilă folosirea minereurilor fosforoase.

Elaborarea oțelului în convertizor nu reclamă căldură din afară.

În ultimul timp, în locul procedeului folosind aerul suflat direct prin masa de fontă lichidă, s-a dezvoltat procedeul L.D (Linz-Donawitz). Acest procedeu folosește pentru afinare oxigenul suflat la suprafața băii lichide de metal. Reacțiile de oxidare sînt puternic exoterme și se produc cu o viteză atît de mare, încît este posibil a se adăuga băii de fontă și 15–25% deșeuri de oțel, care pot fi topite fără aport de căldură suplimentară. Acest procedeu, în ultimul timp, a luat o mare dezvoltare și, prin avantajele pe care le prezintă (productivitate ridicată, investiții specifice reduse, calitatea oțelului la nivelul calității oțelului produs prin procedeul Siemens-Martin), este considerat ca procedeul de viitor pentru producerea oțelului [12].

IV. LAMINAREA OȚELULUI

Majoritatea oțelului lichid elaborat se toarnă în lingouri. Din acestea, o mică parte este destinată forjării, iar restul laminării.

Pornind de la lingouri, în laminoare, se obțin diversele produse laminate, fie direct, fie trecînd prin semifabricate.

V. PREMISELE CARE STAU LA BAZA STUDIULUI

Determinarea dinamicii consumurilor energetice în industria siderurgică se bazează pe următoarele elemente principale:

1. *Baza materială*, respectiv sursele de alimentare cu minereu și proporțiile în care intervin diversele sortimente de minereu, acestea fiind determinante pentru alegerea atît a agregatelor siderurgice extractive cît și a agregatelor pentru metalurgia oțelului, hotărîtoare fiind proporția în care intervine minereul fosforos.

2. *Baza energetică*, respectiv cantitatea totală de cocs metalurgic care ar putea sta la dispoziția sectorului siderurgic atît din producția internă cît și din import.

3. *Producția finită*, respectiv cantitatea totală de laminate finite, cu indicarea proporției diverselor sortimente.

Pe baza elementelor de mai sus rezultă agregatele și procesele tehnologice de adoptat în vederea realizării producției propuse.

Cunoscîndu-se agregatele și procesele tehnologice, se determină dinamica consumurilor energetice specifice [13], [14], precum și dinamica consumurilor specifice de materii prime. În funcție de producția de laminate finite, va rezulta, în final, dinamica consumurilor energetice totale.

VI. PRODUCȚIA DE LAMINATE

Pentru sistematizare, producția anuală de laminate, inclusiv producțiile de lingouri și oțel lichid de la care se pleacă, s-a clasificat, după sistemul zecimal, în cinci grupe principale, primind indicativele:

0 0 0	oțel lichid;
1 0 0	lingouri;
2 0 0	semifabricate;
3 0 0	laminate la cald;
4 0 0	laminate sau trase la rece.

Așadar, fiecare sortiment este identificat printr-un indicativ constînd din trei indici: i, j, k. Indicele i reprezintă grupa, indicele j reprezintă sortimentul de laminate, iar indicele k caracterizează procesul de laminare pentru obținerea sortimentului respectiv. Cantitatea de laminate finite din sortimentul i, j, k este L_{ijk}, iar cantitatea totală de laminate finite va fi:

$$L = \sum_{ijk} L_{ijk}. \tag{1}$$

Dacă se notează cu ρ_{ijk} consumul specific de laminate intermediare, dintr-o grupă anterioară, necesar pentru producerea sortimentului i, j, k, de laminate finite, atunci cantitatea de lingouri pentru realizarea producției sortimentului i,j,k va fi reprezentată printr-o expresie de forma:

$$B'_{(ijk)} = L_{ijk} \prod_{ijk} \rho_{ijk}. \tag{2}$$

Cantitatea de lingouri pentru realizarea tuturor sortimentelor de laminate va fi:

$$B' = \sum_{ijk} B'_{(ijk)} = \sum_{ijk} L_{ijk} \prod_{ijk} \rho_{ijk} = L\rho, \tag{3}$$

de unde rezultă:

$$\rho = \frac{\sum\limits_{ijk} L_{ijk} \prod\limits_{ijk} \rho_{ijk}}{\sum\limits_{ijk} L_{ijk}}. \tag{4}$$

Avîndu-se în vedere că, în afară de cantitatea de lingouri B' necesară producției de laminate finite, mai este necesar a se produce o cantitate suplimentară $L_{1.0.0}$ de lingouri pentru alte scopuri (forje), care ies din circuitul proceselor de laminare, rezultă că producția totală de lingouri va fi:

$$B = B' + L_{1.0.0} = k_1 B' = k_1 \rho L, \tag{5}$$

în care: $k_1 > 1$.

Cantitatea de oțel lichid necesară pentru obținerea cantității totale B de lingouri va fi:

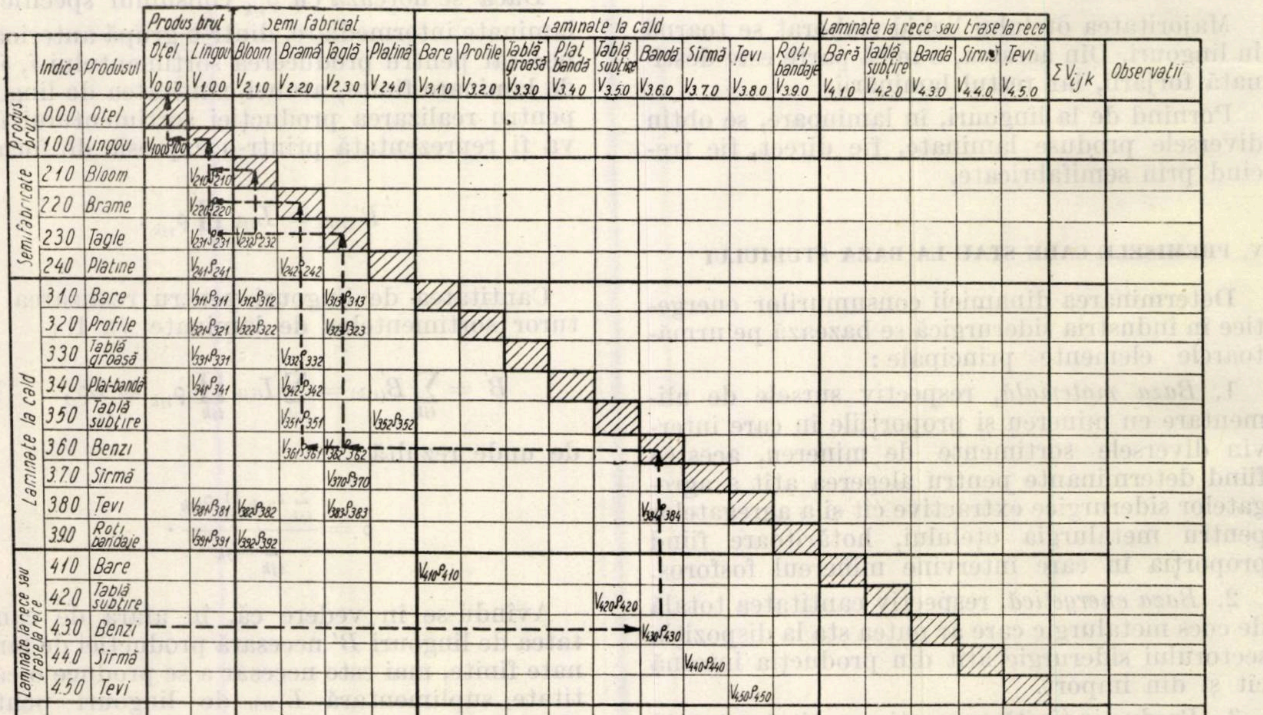
$$S' = \rho_{1.0.0} B. \tag{6}$$

În figura 1 se prezintă clasificarea sortimentelor de laminate reprezentată printr-o tabelă cu două intrări. O intrare este constituită de primele trei coloane, care redau :

- — grupele principale ;
- — indicativele sortimentelor principale ;
- — denumirea sortimentelor principale.

A doua intrare o constituie capul tabelei, care arată denumirea sortimentelor principale folosite ca produse intermediare în procesul de laminare.

În figura 1 se pot urmări treptele de laminare pornind de la produsul laminat finit pînă la produsul brut inițial, produsele de tipul $\rho_{ijk} L_{ijk}$ reprezentînd cantitatea de metal consumat spre a se trece de la o treaptă la treapta anterioară de laminare. Dacă în această diagramă-tabel pe linii se consideră sortimentele principale, iar pe coloane sortimentele ca produse de plecare pentru obținerea sortimentelor principale, se pot stabili grafic produsele intermediare prin care se va trece, pornind de la lingou, respectiv oțel lichid, spre a se obține un anumit sortiment considerat ca produs finit.



Produs brut
Semi fabricat
Laminate la cald
Laminate la rece sau trase la rece
Indice
Produsul
Oțel $V_{0.0.0}$
Lingou $V_{1.0.0}$
Bloom $V_{2.1.0}$
Bramă $V_{2.2.0}$
Taglă $V_{2.3.0}$
Platină $V_{2.4.0}$
Bare $V_{3.1.0}$
Profile $V_{3.2.0}$
Tablă groasă $V_{3.3.0}$
Plat bandă $V_{3.4.0}$
Tablă subțire $V_{3.5.0}$
Bandă $V_{3.6.0}$
Sîrmă $V_{3.7.0}$
Țevi $V_{3.8.0}$
Roți bandaje $V_{3.9.0}$
Bară $V_{4.1.0}$
Tablă subțire $V_{4.2.0}$
Bandă $V_{4.3.0}$
Sîrmă $V_{4.4.0}$
Țevi $V_{4.5.0}$
ΣV_{ijk}
Observații
Produs brut
000 Oțel
100 Lingou
Semifabricate
210 Bloom
220 Brame
230 Țagle
240 Platine
Laminate la cald
310 Bare
320 Profile
330 Tablă groasă
340 Plat-bandă
350 Tablă subțire
360 Benzi
370 Sîrmă
380 Țevi
390 Roți bandaje
Laminate la rece sau trase la rece
410 Bare
420 Tablă subțire
430 Benzi
440 Sîrmă
450 Țevi
$\Sigma V_{lmn}\rho_{lmn}$
$V_{100}\rho_{100}$
$V_{210}\rho_{210}$
$V_{220}\rho_{220}$
$V_{231}\rho_{231}$
$V_{232}\rho_{232}$
$V_{241}\rho_{241}$
$V_{242}\rho_{242}$
$V_{311}\rho_{311}$
$V_{312}\rho_{312}$
$V_{313}\rho_{313}$
$V_{321}\rho_{321}$
$V_{322}\rho_{322}$
$V_{323}\rho_{323}$
$V_{331}\rho_{331}$
$V_{332}\rho_{332}$
$V_{341}\rho_{341}$
$V_{342}\rho_{342}$
$V_{351}\rho_{351}$
$V_{352}\rho_{352}$
$V_{361}\rho_{361}$
$V_{362}\rho_{362}$
$V_{370}\rho_{370}$
$V_{381}\rho_{381}$
$V_{382}\rho_{382}$
$V_{383}\rho_{383}$
$V_{384}\rho_{384}$
$V_{391}\rho_{391}$
$V_{392}\rho_{392}$
$V_{410}\rho_{410}$
$V_{420}\rho_{420}$
$V_{430}\rho_{430}$
$V_{440}\rho_{440}$
$V_{450}\rho_{450}$
Mel 1052

Fig. 1. Clasificarea laminatelor.

Luînd ca exemplu benzile laminate la rece ($L_{4.3.0}$) și mergînd pe linia orizontală spre dreapta, se întîlnește coloana indice 3.6.0 a benzilor laminate la cald, care constituie sortimentul intermediar din care se obțin benzile laminate la rece și din care se consumă $\rho_{4.3.0}\ L_{4.3.0}$. Se pornește de la compartimentul $\rho_{4.3.0}\ L_{4.3.0}$ pe verticală pînă se întîlnește diagonala, iar apoi se merge pe orizontală spre stînga pînă se întîlnesc consumurile $L_{3.6.1}\ \rho_{3.6.1}$ de brame, respectiv $L_{3.6.2}\ \rho_{3.6.2}$ de țagle, pentru a se obține $L_{4.3.0}\ \rho_{4.3.0}$ benzi laminate la cald ; se merge apoi iarăși pe verticală pînă se întîlnește diagonala, și așa mai departe, pînă se ajunge la cantitatea de lingouri necesară pentru a lamina la rece $L_{4.3.0}$ benzi. Aceasta se poate exprima prin diversele cantități de produse intermediare prin care se trece pentru a se ajunge la $L_{4.3.0}$ benzi laminate la rece :

- — produs finit : benzi laminate la rece $L_{4.3.0}$;
- — produs intermediar : benzi laminate la cald : $L_{4.3.0}\ \rho_{4.3.0}$;
- — produs intermediar : bramă $L_{3.6.1}\ \rho_{3.6.1}$ sau țaglă $L_{3.6.2}\ \rho_{3.6.2}$;
- — produs intermediar : lingou $L_{2.2.0}\ \rho_{2.2.0}$ sau blum $L_{2.3.2}\ \rho_{2.3.2}$;
- — produs intermediar : lingou $L_{2.3.1}\ \rho_{2.3.1}$.

Pe baza relației (3) rezultă cantitatea de lingouri în cele două succesiuni tehnologice :

$$B'_{(4.3.0)_1} = \rho_{4.3.0}\ \rho_{3.6.1}\ \rho_{2.2.0}\ L_{4.3.0}$$

sau

$$B_{(4.3.0)_2} = \rho_{4.3.0}\ \rho_{3.6.2} \left\langle \begin{matrix} \rho_{2.3.1} \\ \\ \rho_{2.3.2}\,\rho_{2.1.0} \end{matrix} \right\rangle L_{4.3.0}.$$

În diagrama-tabel din figura 1, suma valorilor $V_{lmn}\rho_{lmn}$ din fiecare coloană reprezintă totalitatea produselor din sortimentul respectiv utilizate ca produs intermediar, iar suma valorilor V_{ijk} de pe liniile orizontale reprezintă cantitatea totală laminată din sortimentul respectiv.

Producția finită de laminate din sortimentul i,j,k va fi:

$$\sum_{ijk} L_{ijk} = \sum_{ijk} V_{ijk} - \sum_{lmn} V_{lmn}\,\rho_{lmn}\,,$$

indicii i, j, k și l, m, n luînd valorile corespunzătoare din diagrama-tabel din figura 1.

Dacă se notează cu $q_0 \ldots q_n$ și $w_0 \ldots w_n$ consumurile specifice energetice și cu $\rho_0 \ldots \rho_n (\rho_0 = 1)$ consumurile specifice de metal în cele $(n + 1)$ trepte tehnologice, atunci consumurile totale energetice pentru producerea cantității L_{ijk} de laminate finite vor fi:

$$\begin{aligned} Q_{ijk} &= \Big[q_{0(ijk)} + q_{1(ijk)}\,\rho_{1(ijk)} + q_{2(ijk)}\,\rho_{1(ijk)}\,\rho_{2(ijk)} + \\ &\quad + \ldots\, q_n \prod_{l=1}^{n} \rho_{l(ijk)}\Big] L_{ijk}\,; \\ W_{ijk} &= \Big[w_{0(ijk)} + w_{1(ijk)}\,\rho_{1(ijk)} + w_{2(ijk)}\,\rho_{1(ijk)}\,\rho_{2(ijk)} + \\ &\quad + \ldots\, w_n \prod_{l=1}^{n} \rho_{l(ijk)}\Big] L_{ijk}\,, \end{aligned} \tag{7}$$

iar pentru întreaga cantitate L de laminate:

$$Q = \sum_{ijk} Q_{ijk}\,; \qquad W = \sum_{ijk} W_{ijk}\,. \tag{8}$$

Similar se vor stabili investițiile totale, pe baza investițiilor specifice ale fiecărei trepte tehnologice:

$$\begin{aligned} I_{total} &= \sum_{ijk} I_{ijk} = \Big[\sum_{ijk} \big(I_{0(ijk)} + I_{1(ijk)}\,\rho_{1(ijk)} + \\ &\quad + I_{2(ijk)}\,\rho_{1(ijk)}\,\rho_{2(ijk)} + \ldots\, I_{n(ijk)} \prod_{l=1}^{n} \rho_{l(ijk)}\big)\Big] L_{ijk}\,. \end{aligned} \tag{9}$$

Stabilirea valorilor date de expresiile (2), (3), (7), (8) și (9) prin calcul poate deveni laborioasă în cazul unui sortiment complex de laminate; pentru acest motiv se prezintă construcția geometrică din nomograma din figura 2, cu ajutorul căreia se pot stabili valorile totale date de expresiile menționate, pornindu-se de la variabila independentă L_{ijk}, respectiv L, valorile ρ cunoscute pentru diversele trepte tehnologice, precum și de la valorile pe care le pot lua q, w, I considerați ca parametri.

Nomograma din figura 2 permite a se stabili:

— producția de laminate în diversele trepte tehnologice, inclusiv necesarul de lingouri pentru realizarea sortimentelor laminate finite;

— consumurile energetice totale și parțiale și investițiile totale și parțiale corespunzătoare diverselor trepte tehnologice;

— consumul specific mediu ρ de lingouri pentru producția L de laminate finite.

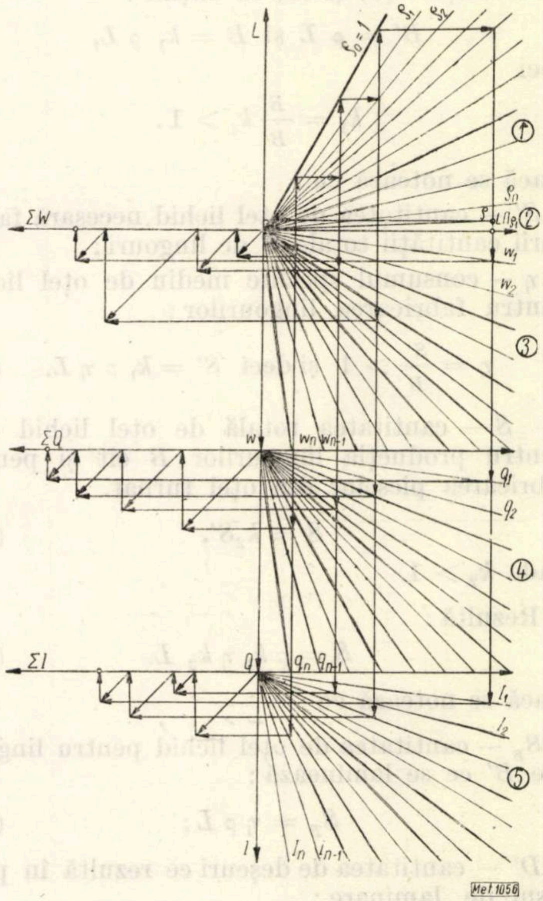


Fig. 2. Nomograma procesului de laminare.

În *1*, pornind de la producția de laminate finite L, prin înmulțire succesivă cu consumurile specifice de laminate intermediare $\rho_l\ \rho_m\ \rho_n$ se obține cantitatea totală de laminate brute $L\,\Pi\,\rho_i$ ce este necesară pentru obținerea producției finite L.

În *2* se determină și consumul specific mediu de laminate brute.

În *3*, prin înmulțirea cu w_i, consumul specific de energie electrică, a cantităților $L\,\rho_l$, $L\,\rho_l\,\rho_m$ și $L\,\rho_l\,\rho_m\,\rho_n$ se obțin consumurile de energie electrică corespunzătoare fiecărei trepte; aceste consumuri se însumează în partea stîngă rezultînd astfel consumul total de energie electrică W.

În *4* și *5* se efectuează aceleași operații pentru consumul de căldură și pentru investiții.

În cazul cînd pentru o anumită treaptă tehnologică, respectiv pentru întregul sector al laminatelor, se pune în discuție comparația între diverse procese, respectiv agregate tehnologice, fiecare caracterizat prin cheltuieli de producție și investiții specifice diferite, la alegerea soluției va trebui să se ia în considerare și timpul de recuperare cel mai redus, respectiv eficacitatea economică optimă [15]. După definitivarea procesului, respectiv a agregatului de adoptat, se vor calcula Q, W, I_{total}, așa cum s-a arătat, pe baza noilor valori pentru q, w, I.

VII. PRODUCȚIA DE OȚEL LICHID

În capitolul VI s-a determinat producția B' de lingouri pentru cantitatea de laminate finite, în funcție de această cantitate, precum și producția totală B de lingouri, incluzînd și celelalte nevoi din afara circuitului siderurgic. Din relațiile (3) și (5) se obține:

$$B' = \rho\, L \text{ și } B = k_1\, \rho\, L,$$

deci

$$k_1 = \frac{B}{B'}\, k_1 > 1\,.$$

Dacă se notează cu:

S' — cantitatea de oțel lichid necesară fabricării cantității totale B de lingouri;

η — consumul specific mediu de oțel lichid pentru fabricarea lingourilor:

$$\eta = \frac{S'}{B} > 1 \text{ și deci } S' = k_1\, \rho\, \eta\, L. \qquad (10)$$

S — cantitatea totală de oțel lichid atît pentru producția lingourilor B cît și pentru fabricarea pieselor din oțel turnat.

$$S = k_2 S', \qquad (11)$$

unde $k_2 > 1$.

Rezultă:

$$S = \rho\, k_1\, \eta\, k_2\, L. \qquad (12)$$

Dacă se notează cu:

S_B — cantitatea de oțel lichid pentru lingourile B' ce se laminează:

$$S_B = \eta\, \rho\, L; \qquad (13)$$

D' — cantitatea de deșeuri ce rezultă în procesul de laminare:

$$D' = \eta\, \rho\, L - L = L(\eta\rho - 1); \qquad (14)$$

D — cantitatea totală de deșeuri metalice utilizate în oțelărie:

$$D = D' + D'' = \beta\, D' = (\eta\rho - 1)\, \beta L, \qquad (15)$$

în care D'' reprezintă deșeurile metalice din colectare, minus pierderile nerecuperabile în oțelării și laminoare

$$\beta = \frac{D' + D''}{D'} = \frac{D}{D'}\, \beta > 1; \qquad (16)$$

β depinde de gradul de echipare metalică a țării.

În capitolul III s-a arătat că, pentru elaborarea cantității S de oțel, se pun în principal în discuție procedeele 1) Siemens-Martin, 2) convertizorul Thomas și 3) electric.

Există deci relația:

$$S = S_1 + S_2 + S_3. \qquad (17)$$

Pentru elaborarea acestei cantități S de oțel, este necesară o cantitate totală F_a tone fontă și D tone deșeuri metalice.

Se notează cu F_{1a}, F_{2a}, F_{3a} și cu D_1, D_2, D_3 cantitățile de fontă, respectiv de deșeuri de fier, care intervin în elaborarea cantităților S_1, S_2, S_3 de oțel lichid.

De obicei $F_{3a} = 0$ și $D_2 = 0$.

Deci:

$$F_a = F_{1a} + F_{2a} \text{ și } D = D_1 + D_3.$$

De asemenea se notează:

$$a = \frac{D_1}{D} \qquad 1 \geqslant a \geqslant 0$$

(determinat de procesul tehnologic din cuptorul Siemens-Martin).

ξ — producția specifică de oțel lichid (tone oțel lichid/tone încărcătură metalică);

$1 - \xi$ — pierderile nerecuperabile în agregatul de elaborat oțel.

Cu aceste notații se obține:

$$S_1 = \xi_1 (F_{1a} + D_1) = \xi_1 (F_a - F_{2a} + aD); \qquad (18)$$

$$S_2 = \xi_2 (F_{2a}); \qquad (19)$$

$$S_3 = \xi_3 (1 - a)\, D; \qquad (20)$$

$$S = \xi_1 (F_a - F_{2a} + aD) + \xi_2 F_{2a} + \xi_3 (1 - a) D. \qquad (21)$$

Rezultă:

$$F_a = \frac{S - (\xi_1 a + \xi_3 - \xi_3 a)\, D + (\xi_1 - \xi_2)\, F_{2a}}{\xi_1} \qquad (22)$$

și, făcînd înlocuirile respective, se obține:

$$F_a = \frac{L}{\xi_1} \{ \rho\eta k_1 k_2 - \beta(\rho\eta - 1)\, [\xi_3 - a(\xi_3 - \xi_1)\} + \left(1 - \frac{\xi_2}{\xi_1}\right) F_{2a} \qquad (23)$$

în care F_{2a} este o mărime cunoscută, fiind fonta fosforoasă care rezultă din minereul fosforos de care se dispune.

Se notează:

$$\rho\eta\, k_1\, k_2 = A_1;$$

$$\beta(\rho\eta - 1) = A_2;$$

$$\xi_3 - a(\xi_3 - \xi_1) = A_3;$$

$$1 - \frac{\xi_2}{\xi_1} = A_4;$$

$$\frac{1}{\xi_1} = A_5;$$

și, înlocuindu-se în (23), se obține cantitatea totală de fontă pentru afinare:

$$F_a = L\,A_5\,(A_1 - A_2\,A_3) + A_4 F_{2a}\,. \quad (24)$$

Din relația (18) se obține cantitatea de oțel S_1 care urmează a fi produsă în cuptoare Siemens-Martin, din relația (19) cantitatea de oțel S_2 care urmează a fi produsă în convertizorul Thomas, iar din relația (20) cantitatea de oțel care urmează a se produce în cuptorul electric cu arc

$$S_3 = \xi_3\,(1\text{-}a)\,D = \xi_3\,(1\text{-}a)\,(\rho\eta - 1)\,\beta\,L. \quad (25)$$

Notînd cu q_1, q_2, q_3 și cu w_1, w_2, w_3 consumurile specifice energetice, a căror valoare este cunoscută, se obțin consumurile totale energetice pe agregate de elaborat oțelul:

$$\left.\begin{aligned} Q_1 &= S_1\,q_1\,; & Q_2 &= S_2\,q_2\,; & Q_3 &= S_3\,q_3\,;\\ W_1 &= S_1 w_1\,; & W_2 &= S_2 w_2\,; & W_3 &= S_3 w_3\,; \end{aligned}\right\} \quad (26)$$

precum și consumurile specifice medii pentru toate agregatele:

$$\left.\begin{aligned} w &= \frac{S_1 w_1 + S_2 w_2 + S_3 w_3}{S}\,;\\ q &= \frac{S_1\,q_1 + S_2\,q_2 + S_3\,q_3}{S}\,; \end{aligned}\right\} \quad (27)$$

și, în consecință, consumurile totale de energie:

$$\left.\begin{aligned} Q &= Sq\,;\\ W &= Sw. \end{aligned}\right\} \quad (28)$$

De asemenea, pe baza investițiilor specifice medii I_1, I_2, I_3, se va obține investiția specifică medie I, precum și investițiile totale I_{total}:

$$\left.\begin{aligned} I &= \frac{S_1}{S}\,I_1 + \frac{S_2}{S}\,I_2 + \frac{S_3}{S}\,I_3\,;\\ I_{total} &= I\,S. \end{aligned}\right\} \quad (29)$$

Pentru a se elimina calculele laborioase datorită diverselor valori pe care le poate lua L și deci și ceilalți coeficienți (ρ, η, etc.), a căror valoare depinde de sortimentele care compun cantitatea de laminate finite L, în nomogramele din figurile 3 și 4 se prezintă construcții geometrice cu ajutorul cărora se pot stabili coeficienții A_1, A_2, A_3, A_4 și A_5 ai ecuației (24), precum și cantitățile de fontă F_a și F_{1a}, cantitățile de oțel S, S_1, S_2, S_3, consumurile energetice q, w, Q_1, Q_2, Q_3, W_1, W_2, W_3, Q, W, precum și investițiile I și I_{total}.

Din nomograma dată în figura 3 se determină cantitatea totală de fontă de afinare F_a, precum și coeficienții A pentru diversele zone care cuprind valorile cunoscute ale coeficienților ρ, η, β, ξ, k_1 și k_2, iar apoi, din nomograma dată în figura 4, se determină în primul rînd cantitățile de lingouri B și B' necesare asigurării producției de laminate finite L și, pe această bază, producția totală de oțel lichid S, precum și producțiile parțiale de oțel S_1, S_2 și S_3.

Într-adevăr, pe baza relației (24), se determină cantitatea totală de fontă de afinare F_a necesară producției de oțel S, pornind de la

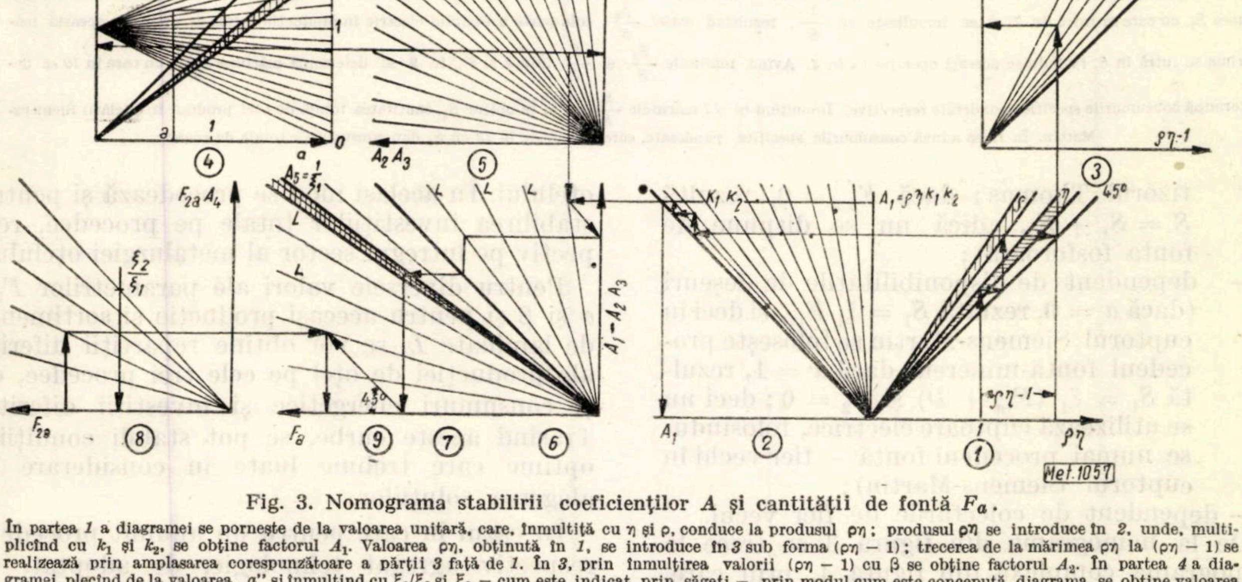


Fig. 3. Nomograma stabilirii coeficienților A și cantității de fontă F_a.

În partea *1* a diagramei se pornește de la valoarea unitară, care, înmulțită cu η și ρ, conduce la produsul $\rho\eta$; produsul $\rho\eta$ se introduce în *2*, unde, multiplicînd cu k_1 și k_2, se obține factorul A_1. Valoarea $\rho\eta$, obținută în *1*, se introduce în *3* sub forma $(\rho\eta - 1)$; trecerea de la mărimea $\rho\eta$ la $(\rho\eta - 1)$ se realizează prin amplasarea corespunzătoare a părții *3* față de *1*. În *3*, prin înmulțirea valorii $(\rho\eta - 1)$ cu β se obține factorul A_2. În partea *4* a diagramei, plecînd de la valoarea „a" și înmulțind cu ξ_1/ξ_3 și ξ_3 – cum este indicat prin săgeți –, prin modul cum este concepută diagrama, se obține valoarea A_3, care se introduce în *5* și se înmulțește cu A_2 (rezultat din *3*) obținîndu-se produsul A_2A_3. În *6* se realizează scăderea $(A_1 - A_2A_3)$, A_1 fiind introdus din *2*, iar produsul A_2A_3 din *5*. Valoarea $(A_1 - A_2A_3)$ este multiplicată în *7* cu L și A_5. La rezultatul astfel obținut se adaugă produsul $Fa_2\,\frac{\xi_2}{\xi_1}$ obținut în *8* obținîndu-se în final (în *9*) cantitatea totală de fontă F_a

producția de laminate L ca variabilă independentă pentru diversele valori ale parametrilor :

F_{2a} — dependent de baza materială (Dacă $F_{2a} = F_a$, rezultă $S = S_2 + S_3$, adică se folosește exclusiv fonta fosforoasă care se prelucrează în convertizorul Thomas ; dacă $F_{2a} = 0$, rezultă $S = S_1 + S_3$, adică nu se dispune de fonta fosforoasă) ;

a — dependent de disponibilitățile de deșeuri (dacă $a = 0$, rezultă $S_1 = \xi_1 F_{1a}$, și deci în cuptorul Siemens-Martin se folosește procedeul fontă-minereu ; dacă $a = 1$, rezultă $S_1 = \xi_1 (F_{1a} + D)$ și $S_3 = 0$; deci nu se utilizează cuptoare electrice, folosindu-se numai procedeul fontă — fier vechi în cuptorul Siemens-Martin) ;

β — dependent de colectările de fier vechi.

De la nomograma din figura 3 se trece la nomograma complexă din figura 4, prin care, în funcție de datele obținute din nomograma din figura *3*, ca și în funcție de L, precum și pentru diversele valori ale parametrilor F_{2a}, a și β, se obțin producțiile de oțel S_1, S_2 și S_3 prin cele trei procedee : Siemens-Martin, convertizor Thomas și electric. Pe baza consumurilor specifice energetice q și w ale celor trei procedee, se obțin consumurile totale energetice Q, W pentru întregul sector al metalurgiei oțelului. În același mod se procedează și pentru stabilirea investițiilor totale pe procedee, respectiv pe întregul sector al metalurgiei oțelului.

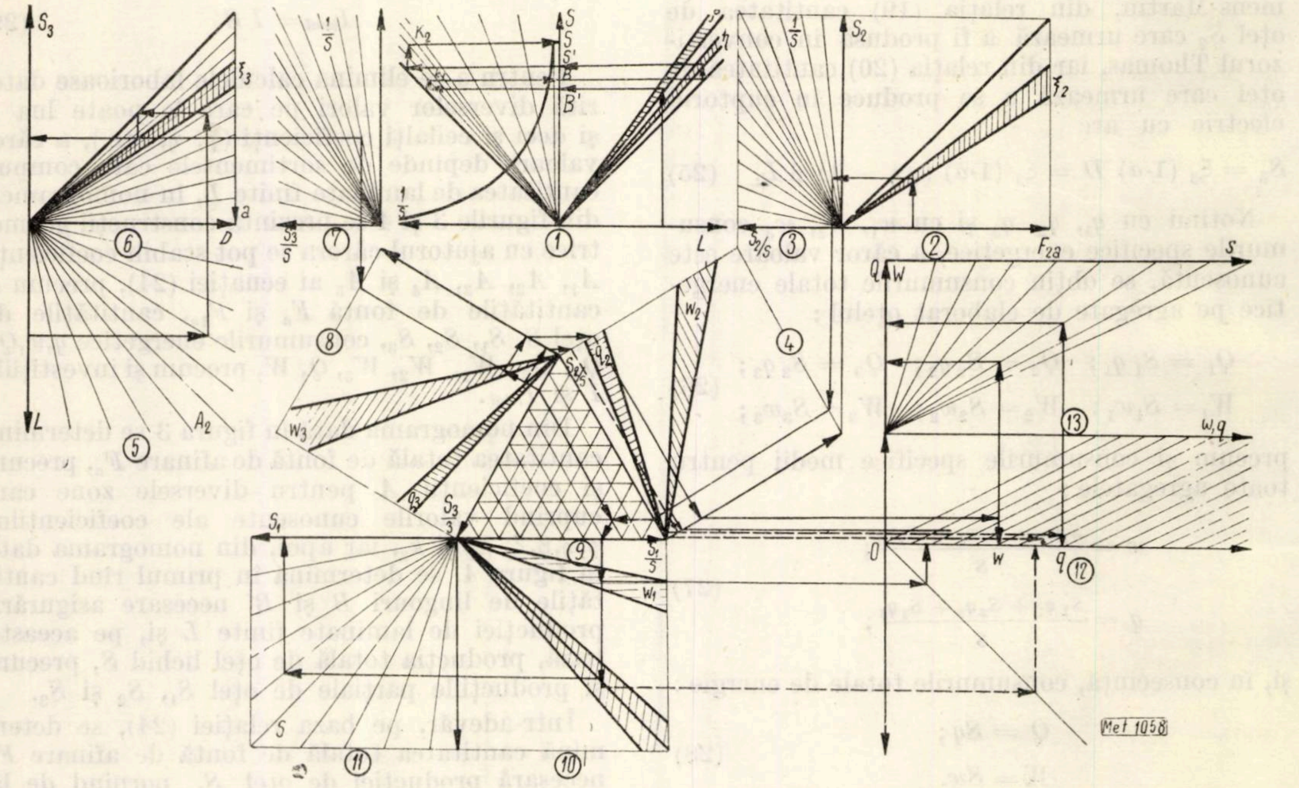


Fig. 4. Nomograma stabilirii producției de oțel.

În partea *1*, plecînd de la valoarea L, prin înmulțire cu ρ, k_1, η, k_2, se stabilesc valorile B', B, S', S și, prin inversare pe hiperbola echilaterală, se obține $\frac{1}{S}$ · În partea *2*, plecînd de la valoarea Fa_2, prin înmulțire cu ξ_2, se determină S_2 cu care se intră în *3*. În *3* se înmulțește cu $\frac{1}{S}$ și se determină $\frac{S_2}{S}$, adică cota-parte a oțelului de convertizor în producția totală de oțel ; cu această valoare se intră în *4*, unde, pe baza înmulțirii cu w_2 și q_2, se stabilesc consumurile specifice ponderate care vor fi transmise spre *12* și *13* ; cu aceeași valoare se intră în diagrama triunghiulară *9*. Plecînd în *5*, tot de la mărimea L, prin înmulțire cu A_2 (stabilit în nomograma din figura 3), se determină valoarea D, cu care se intră în *6* ; D, înmulțit cu $(1 - a)$ și ξ_3, determină mărimea S_3, cu care se intră în *7*, și se înmulțește cu $\frac{1}{S}$, rezultînd astfel $\frac{S_3}{S}$, cota-parte a oțelului electric în producția totală de oțel ; cu această mărime se intră în *8*, făcîndu-se aceeași operație ca în *4*. Avînd mărimile $\frac{S_2}{S}$ și $\frac{S_3}{S}$ (din *4* și *8*), în *9* se determină mărimea $\frac{S_1}{S}$, cu care în *10* se determină consumurile specifice ponderate respective. Înmulțind in *11* mărimile $\frac{S_1}{S}$ cu S, se obține S_1, cantitatea totală de oțel produsă în oțelării Siemens-Martin. În *12* se adună consumurile specifice ponderate, care, înmulțite în *13* cu S, dau consumurile totale de energie.

Pentru diversele valori ale parametrilor F_{2a}, a și β și pentru aceeași producție și sortimente de laminate L, se vor obține repartiții diferite ale producției de oțel pe cele trei procedee, ca și consumuri energetice și investiții diferite. Trasînd aceste curbe, se pot stabili condițiile optime care trebuie luate în considerare la alegerea soluțiilor.

În cazul în care pentru un anumit procedeu, respectiv agregat tehnologic, de adoptat, se pune în discuție comparația cu un alt procedeu, respectiv agregat, caracterizat fiecare prin investiții și cheltuieli de producție diferite, la alegerea soluției va trebui să se ia în considerare și timpul de recuperare cel mai redus, respectiv eficacitatea economică optimă [15].

VIII. PRODUCȚIA DE FONTĂ

În capitolul VII s-a arătat modul de determinare a producției totale de fontă de afinare F_a. Alegerea proceselor, respectiv a agregatelor siderurgice, de adoptat depinde în principal de baza energetică, adică de cantitatea totală de cocs metalurgic K_1, care poate fi disponibilă (producția internă și import). Cantitatea de cocs metalurgic K_1, ținînd seamă de consumul specific k_1 (tone cocs/tonă fontă brută), determină cantitatea de fontă brută F_1 care se poate obține în furnalul înalt:

$$F_1 = \frac{K_1}{k_1}. \tag{30}$$

Se știe că k_1 este o funcție de randamentul de extracție η_e a încărcăturii. În diagrama din figura 5 este reprezentată această funcție $k_1 = f(\eta_e)$ pe bază de date statistice (1). Randamentul de extracție depinde de componenții încărcăturii și poate fi exprimat prin relația [16]:

$$\eta_e = \frac{\text{Fe} + 0{,}5\,\text{Mn}}{1 + \frac{(\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{CaO} - \text{MgO})\,2 + 0{,}725\,\text{BaSO}_4}{100}} \tag{31}$$

în care simbolurile elementelor reprezintă ponderea procentuală a acestora în încărcătură.

Pe baza formulei (31) se obțin următoarele randamente de extracție:

- minereu de Krivoi Rog cu 48,79% Fe $\eta_e = 35{,}1\%$;
- minereu chinezesc cu 57,76% Fe $\eta_e = 47{,}9\%$;
- aglomerat de Kerci cu 48,29% Fe $\eta_e = 38{,}0\%$.

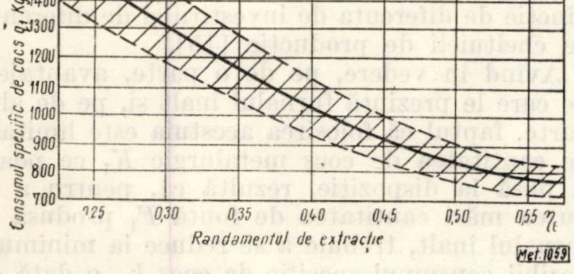


Fig. 5. Diagrama consumului specific de cocs.

După cum se arată în capitolul II, pentru dezvoltarea unei siderurgii extractive, intră în considerație furnalul înalt (1) și furnalul electric cu cuva scundă (2); rezultă

$$F = F_1 + F_2. \tag{32}$$

Pentru producerea cantității de fontă brută F_2 în furnalul electric va fi necesară o cantitate K_2 de cocs de calitate obișnuită, respectiv inferioară cocsului metalurgic.

Întrucît furnalul electric consumă cocs numai pentru reducere, și anume circa 0,4 t cocs/t fontă brută, rezultă:

$$K_2 = 0{,}4\,F_2, \tag{33}$$

iar cantitatea totală de cocs, independent de calitate, va fi

$$K = K_1 + K_2. \tag{34}$$

Pentru acoperirea restului de energie termică în furnalul electric se va consuma o cantitate de energie electrică w_2 kWh/t fontă brută; w_2, este o funcție de randamentul de extracție η_e, respectiv pentru aceeași încărcătură, de consumul specific de cocs k_1 [17];

$$w_2 = f(\eta_e), \tag{35}$$

sau, avînd în vedere că, de asemenea, $k_1 = f(\eta_e)$, rezultă pentru aceeași încărcătură $w_2 = f_1(k_1)$.

Dacă se notează F_t fonta brută necesară turnătoriilor, producția totală de fontă brută va fi:

$$F = F_1 + F_2 = F_a + F_t. \tag{36}$$

Introducînd notația:

$$\frac{F}{F_a} = \theta \qquad \theta \geqslant 1,$$

se obține

$$\theta = 1 + \frac{F_t}{F_a}.$$

Notînd:

$$\frac{F_1}{F} = b \qquad\qquad 0 \leqslant b \leqslant 1,$$

rezultă;

$$K_1 = k_1\,bF; \tag{37 a}$$

$$K_2 = k_2\,(1-b)\,F; \tag{37 b}$$

$$W_1 = w_1\,bF; \tag{38 a}$$

$$W_2 = w_2\,(1-b)\,F; \tag{38 b}$$

$$W = [w_1\,b + w_2\,(1\text{-}b)]\,F. \tag{38 c}$$

Pe baza investițiilor specifice I_1 și I_2 ale celor două furnale și ținînd seamă de producțiile de fontă respective, rezultă investițiile totale:

$$I_{1\,total} = I_1\,F_1 = I_1\,bF; \tag{39 a}$$

$$I_{2\,total} = I_2 F_2 = I_2\,(1\text{-}b)\,F; \tag{39 b}$$

$$I_{total} = I_{1\,total} + I_{2\,total} = [I_1\,b + I_2\,(1\text{-}b)]\,F, \tag{39 c}$$

iar investiția medie specifică pentru întreaga industrie siderurgică extractivă:

$$I = \frac{I_{total}}{F} = I_1\,b + I_2\,(1\text{-}b). \tag{40}$$

Relațiile (30) și (32) stabilesc producțiile de fontă în furnalul înalt și electric în raport cu producția totală de fontă de afinare F_a stabilită anterior, ținînd seamă de consumul specific variabil de cocs metalurgic k_1 și de cantitatea de cocs metalurgic K_1 ce se poate avea la dispoziție.

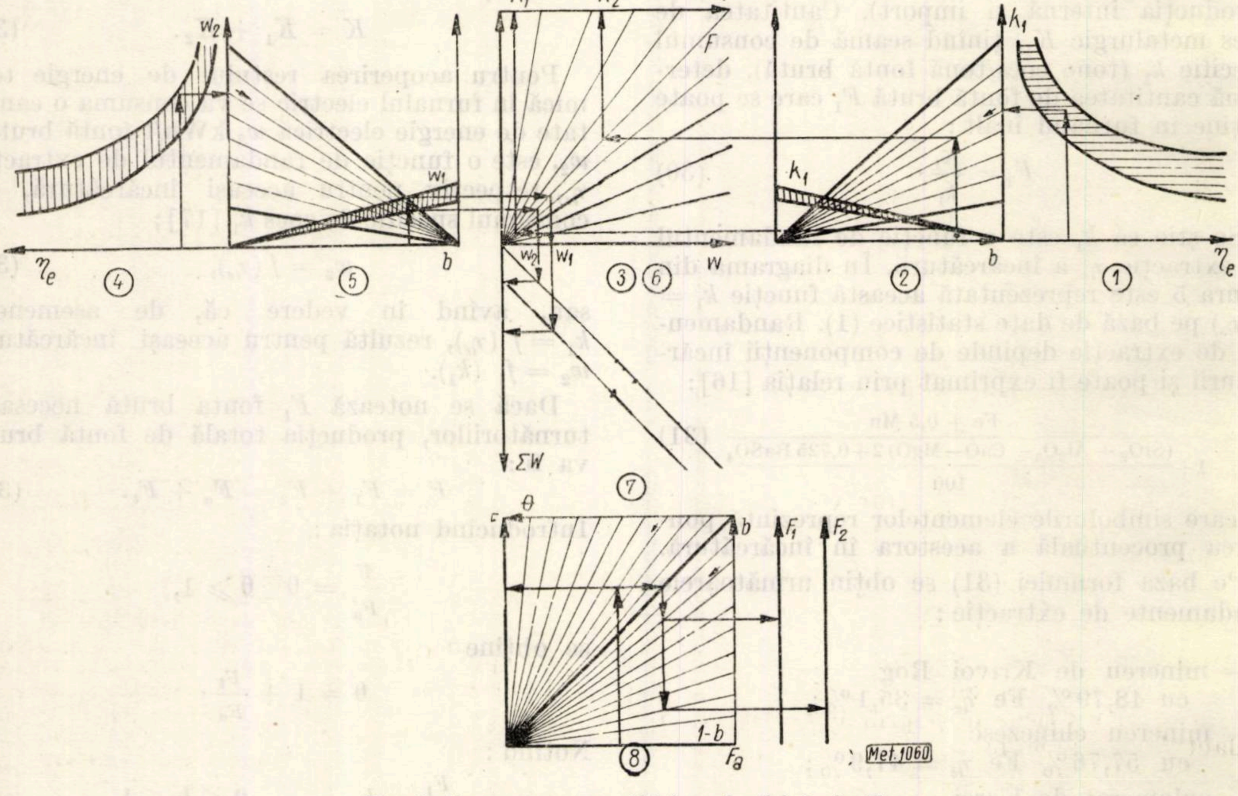


Fig. 6. Nomograma repartiției producției de fontă.

În *1*, pornind de la randamentul de extracție η_e, se determină k_1, consumul specific de cocs în furnalul înalt. În *2*, plecînd de la valoarea „b" se obțin, prin înmulțire cu k_1 și respectiv k_2 două valori care, transferate în *3* și înmulțite cu F, dau consumurile totale de cocs K_1 și K_2. În *4*, pornind de la randamentul de extracție η_e se determină w_2, consumul specific de energie electrică în furnalul electric. În *5*, înmulțind b cu w_1 și respectiv w_2, se determină două valori care, înmulțite în *6* cu F, dau consumurile totale de energie electrică W_1 și W_2. Însumarea acestor valori se face în *7*. În *8*, pornind de la F_a, se obține, prin înmulțirea cu θ, valoarea F, care, multiplicată cu b și respectiv $(1-b)$, determină cantitatea F_1 și respectiv F_2.

Pe baza celor de mai sus, s-a construit nomograma din figura 6, în care, în funcție de producția totală de fontă și pentru diferitele cantități de cocs metalurgic K_1, se stabilește repartiția producției de fontă pe cele două agregate tehnologice : furnalul înalt și furnalul electric.

De asemenea, pe baza cunoașterii consumurilor energetice specifice $k_1 = f\ (\eta_e)$, respectiv $k_2 =$ constant, și w_1 w_2, se determină consumurile de energie W_1, W_2 și W precum și cantitățile de cocs K_1 și K_2 corespunzător producțiilor F_1 și F_2, respectiv producției totale F, ținînd seamă de coeficienții cunoscuți θ și b.

La fel se procedează și pentru determinarea investițiilor în agregatele siderurgice extractive, cu mențiunea că în investiția specifică a furnalului înalt se cuprinde și cota respectivă de investiție pentru cocserie și deschidere de mină (care este o funcție de k_1), după cum în investiția specifică a furnalului electric se cuprinde și cota de investiție pentru cocserie și deschidere de mină (care este o constantă, consumul specific de cocs în furnalul electric fiind practic constant), precum și cota de investiție pentru centrala electrică (care este o funcție de w_2, respectiv de k_1, așa cum s-a arătat).

Întrucît în producția de fontă în agregate deosebite se folosesc purtători de energie calitativ deosebiți, este necesar a se analiza eficacitatea, respectiv echivalența investițiilor în funcție de diferența de investiții și de diferența de cheltuieli de producție [15].

Avînd în vedere, pe de o parte, avantajele pe care le prezintă furnalul înalt și, pe de altă parte, faptul că folosirea acestuia este limitată de cantitatea de cocs metalurgic K_1 ce poate fi pusă la dispoziție, rezultă că, pentru a se putea mări cantitatea de fontă F_1 produsă în furnalul înalt, trebuie a se reduce la minimum posibil consumul specific de cocs k_1, o dată cu aceasta mărindu-se și productivitatea furnalului înalt. Această reducere este posibilă atît prin adoptarea unor furnale de volum sporit cît și prin introducerea unor îmbunătățiri, printre care sînt de menționat :

— îmbunătățirea minereurilor prin sortare și aglomerare ;

— sporirea calității cocsului, atît chimic cît și fizic;

— folosirea unei compoziții optime a zgurei;

— adaos de umiditate în vînt, o dată cu sporirea preîncălzirii vîntului;

— folosirea aglomeratului autofondat;

— îmbogățirea vîntului cu oxigen;

— mărirea presiunii la gura furnalului;

— folosirea unei încărcături supraîmbogățite prin procesul de reducere directă;

— folosirea unor materiale refractare de calitate superioară.

Toate aceste îmbunătățiri pot conduce la o mărire cu 67 % a productivității furnalelor înalte existente [18]. Bineînțeles, acestea necesită investiții suplimentare în instalațiile de preparare, aglomerare și prereducere a minereurilor, ca și în instalațiile pentru producerea oxigenului. De la caz la caz, aceste investiții se vor analiza în raport cu reducerea investițiilor în furnalele înalte, cocserii și deschideri de mină, datorită sporirii productivității furnalului înalt și reducerii consumului specific de cocs.

De asemenea, prin îmbunătățirea randamentului de extracție, se poate reduce consumul de energie electrică în furnalul electric. Folosind gazele furnalului electric, se poate realiza o prereducere a minereului, care este de natură a reduce consumul specific de energie electrică cu pînă la 40 % [19].

IX. CONCLUZII

Dintre procesele tehnologice energointensive, procesele siderurgice, atît prin consumurile specifice energetice cît și prin ponderea lor în bilanțul energetic național, pun probleme cu totul speciale și care nu pot fi analizate separat; astfel există o strînsă legătură între agregatele tehnologice, purtătorii de energie și materia primă folosită. Metoda propusă pentru rezolvarea stabilirii consumurilor energetice în industria siderurgică a căutat să țină seamă de aceasta, pornind de la cunoașterea unor mărimi ce caracterizează industria siderurgică;

— producția de laminate finite L cu indicarea sortimentelor;

— natura minereurilor, respectiv proporția minereurilor fosforoase;

— cantitatea de cocs metalurgic K_1 care poate fi pusă la dispoziție.

În R.P.R. industria siderurgică și energetică este în plină ascensiune; este prevăzut ca în 1965 producția de oțel să ajungă la 3 300 000 t [20], față de 1 400 000 t în 1959.

Cifrele statistice [20] arată că industria noastră siderurgică este deficitară în minereuri și cocs metalurgic, iar producția de energie electrică nu a atins încă nivelul care să poată determina o dezvoltare imediată a electrosiderurgiei, deci a introducerii furnalului electric pe o scară mare. Această situație, coroborată cu dinamica creșterii producției de oțel în perspectivă, pune probleme speciale pentru dezvoltarea unei industrii siderurgice.

Prin metoda ce se propune s-a căutat a se pune la dispoziție un procedeu cu ajutorul căruia, pe baza unor cifre de orientare, să se stabilească soluțiile posibile de dezvoltare a industriei siderurgice, ținînd seamă atît de condițiile energetice din R.P.R. cît și de minereul de fier posibil a fi aprovizionat în viitor.

Pe baza unor cifre concrete ce formează premisele problemei (capitolul V), s-ar putea trece la aplicarea metodei propuse, fie pe cale analitică, fie pe cale grafică.

Bibliografie

[1] * * * :Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Wärmestelle) — Anhaltszahlen für die Wärmewirtschaft in Eisenhüttenwerken, 5 Auflage, 1957, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf.

[2] * * * : Besoin du monde en énergie en 1957 et en l'année 2 000, Actes de la Conférence internationale sur l'utilisation de l'énergie atomique à des fins pacifiques, tenue à Genève, du 8 au 20 Août 1955, vol. 1, Nations Unies, Genève, 1956.

[3] *Dumitrescu Adrian* : Unele aspecte ale transporturilor maritime de minereuri, Revista Transporturilor, IV, nr. 2, 1957, București.

[4] * * * :Die Welt-Eisenerzeugung 1955, Stahl und Eisen, 75, Heft 8, 1955, Düsseldorf.

[5] * * * :Domennaia peci s diametrom gorna 9,22 m, Stal, nr. 1, 1956, Moskva.

[6] *Leonidov K. N.* : Domennaia peci obemom 2 000 m³, Stal, nr. 2, 1956, Moscova.

[7] *Kascienko S. D.* : O konstrukțiiah domennoi pecii obemom 2 000 m³, Stal, nr. 10, 1956, Moscova.

[8] *Säuberlich K., Hans Joachim Lux* : Untersuchungen über die Leistung der Niederschachtöfen in VEB Eisewerk West in Calbe und Versuche zur Steigerung der Produktion durch Erhöhung der Windmenge, Neue Hütte, Heft 5, 1958.

[9] *Robert Durrer* : Verhütten von Eisenerzen, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf, 1954.

[10] *Marineck G., Durrer R.* : Roheisenherstellung im Elektroverhüttungsofen, Stahl und Eisen, 75, Heft 22, 1955, Düsseldorf.

[11] *Wright C. E.* : Economics of the new iron reduction processes, Metal Progress, vol. 73, October 1957.

[12] * * * Le procédé L.D. — La Métallurgie et la Construction Mécanique, 91, nr. 2, 1959.

[13] *Dumitrescu A., Elefterescu M., Kovacs St.* : Contribuții la stabilirea dinamicii consumurilor energetice, Studii și cercetări de energetică, VIII, 2, 1958, Editura Academiei R.P.R., București.

[14] *Dumitrescu A., Elefterescu M., Kovacs Șt.* : Determinarea necesarului de energie pentru planul de perspectivă pe baza dinamicii consumurilor specifice energetice, Energetica, VII, 2, 1959.

[15] *Dumitrescu A., Elefterescu M., Kovacs Șt.* : Echivalența și eficacitatea economică a proceselor energointensive, Energetica, VII, 5, 1959, București.

[16] *Zimmer W.* : Ein Beitrag zur metallurgischen Beurteilung von Eisenerzen, Neue Hütte, Heft 4, 1958.

[17] *Dumitrescu A., Elefterescu M., Kovacs Șt.* : Aspecte energoeconomice ale competiției dintre furnalul înalt și furnalul electric, Metalurgia și Construcția de Mașini, XII, nr. 10, 1960.

[18] *Hoffman F. C.* : Modern attacks on iron ores, Metal Progress, vol. 74, nr. 3, September 1958.

[19] *Collin C. F., Gryttling A. O.* : A new aproach in electric pig iron smelting, Journal of Metals, October 1956.

[20] * * * :Anuarul statistic al R.P.R. 1961, Direcția Centrală de Statistică, București, 1961.

CZ 621.743.344 (R

Prima mașină romînească pentru miezuire prin împușcare

Ing. IULIU GENȚIU și PETRE DUMITRESCU
Institutul de studii, cercetări și proiectări tehnologice pentru industria constructoare de mașini, utilaje și industria electrotehnică

Confecționarea mecanizată a miezurilor reprezintă una dintre cele mai importante metode de mărire a productivității muncii în atelierele de turnătorie. Folosind mașinile de miezuit, se poate realiza o producție mărită a miezurilor, pe o suprafață productivă redusă. De asemenea, calitatea pieselor turnate crește datorită preciziei dimensionale mărite a miezurilor, care determină în interiorul pieselor cavități cu toleranțe strînse.

Miezuirea se poate mecaniza cu ajutorul unor mașini sau mecanisme care realizează îndesarea amestecului pentru miezuri prin : presarea, baterea, scurtarea, proiectarea etc. acestuia în cutia de miez. Cele mai eficiente metode de miezuire mecanizată sînt miezuirea prin suflare și miezuirea prin împușcare. Aceste procedee sînt asemănătoare în ambele cazuri, agentul care efectuează îndesarea amestecului pentru miezuri fiind aerul comprimat. Ambele procedee sînt mai productive decît metodele menționate anterior și permit executarea unor miezuri cu cele mai variate forme și dimensiuni.

În prezent, procedeul predominant pentru executarea mecanizată a miezurilor este miezuirea prin împușcare. Mașinile de miezuit prin împușcare au înlocuit în aproape toate turnătoriile mașinile de miezuit prin suflare. În plus, ele pot fi folosite adesea acolo unde folosirea acestora din urmă nu este posibilă. Această largă răspîndire este justificată de caracteristicile speciale ale procesului de împușcare.

Procesul de executare a miezurilor prin împușcare

Principiul procesului de miezuire prin împușcare se bazează pe expansiunea bruscă a unei cantități limitate de aer comprimat peste amestecul pentru miezuri aflat într-un spațiu închis. În acest fel, amestecul respectiv va fi împins („împușcat'') în cutia de miez, pe care o va umple perfect, indiferent de complexitatea ei. Deoarece durata de contact a aerului comprimat cu amestecul pentru miezuri este foarte mică, nu se poate forma un amestec al aerului cu granulele de nisip. În consecință, aerul comprimat nu va pătrunde în cutia de miez.

În cazul miezuirii prin suflare, amestecul de formare este antrenat de către aer pînă în cutia de miez, rezultînd deci o amestecare intimă a aerului comprimat cu granulele de nisip. După tasarea amestecului, aerul comprimat trebuie evacuat din cutia de miez.

Din compararea acestor două procese fizice, reies avantajele miezuirii prin împușcare, față de miezuirea prin suflare.

În cazul suflării miezurilor, amestecul aer comprimat-nisip provoacă o uzură mare a cutiilor de miez. În consecință se pot folosi doar cutii de miez metalice sau, eventual, cutii de miez din lemn, dar armate cu plăci metalice la suprafața de separație și în porțiunile supuse jetului de nisip. De asemenea sînt supuse unei mari uzuri și capetele de suflare, care trebuie executate din materiale speciale, rezistente la uzură. Pregătirea cutiilor de miez pentru suflarea miezurilor necesită operații experimentale, dintre care cea mai dificilă este realizarea unei evacuări eficace a aerului comprimat, ceea ce, de asemenea, reduce din avantajele tehnice ale acestui procedeu.

În cazul „împușcării'' miezurilor, aerul comprimat nu pătrunde în cutia de miez, deci uzura acesteia, ca și a capului de împușcare, este mai redusă. Deoarece aerul comprimat nu ajunge în cutia de miez, nu este necesară asigurarea evacuării decît pentru aerul preexistent în cutie. În afară de aceasta se poate „împușca'' și un amestec pentru miezuri mai plastic, pentru că, prin construcția mașinilor, amestecul este afînat pneumatic după „împușcare''.

În concluzie se vor putea folosi și cutii de miez din lemn, nearmate.

Duzele de ventilație pentru evacuarea aerului preexistent în cutiile de miez se montează în capul de împușcare și, mai rar, în cutia de miez (doar în cazul miezurilor complicate).

Mașina de miezuit prin împușcare

Mașinile de miezuit prin împușcare se clasifică după capacitatea maximă a tubului de împușcare, în care se încarcă amestecul pentru miezuri. În străinătate se folosesc mașini de miezuit prin împușcare de 1, 2,5, 5, 12, 25, 80 l, în funcție de mărimea miezurilor necesare fabricației pieselor turnate.

Prima mașină romînească de miezuit prin împușcare, proiectată de ITCME și executată de către Atelierul de prototipuri, are capacitatea tubului de împușcare de 2,5 l.

Gabaritul mașinii este de 750 (lungime) × × 650 (lățime) × 1 000 mm (înălțime), iar greutatea netă este de 250 kg. Productivitatea mașinii de 2,5 l este de 360 de miezuri/h.

Mașina de miezuit prin împușcare de 2,5 l se compune din mai multe părți principale (fig. 1) :

— Distribuitorul de aer *1*, executat în concepție originală pe principiul sertarului plan. El conține cinci orificii, dintre care unul pentru alimentarea cu aer comprimat de la rețea (*A*), iar celelalte patru (*0*, *I*, *II*, *III*) pentru alimentarea cu aer comprimat a unor canale care asigură manevrarea tuturor organelor mobile ale mașinii.

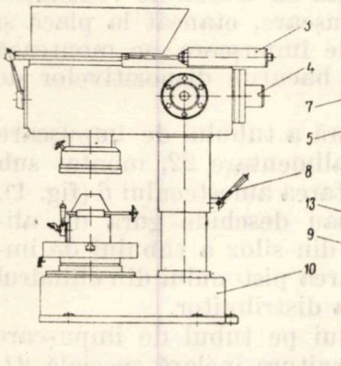


Fig. 1.

Acest distribuitor este astfel conceput, încît prin simpla mișcare a manetei de comandă de la o poziție la alta operațiile se execută progresiv de către toate organele mobile ale mașinii. La manevra inversă, evacuarea aerului din organele mașinii se face, de asemenea, progresiv.

— Camera de împușcare *2* (fig. 1).

— Cilindrul cu piston dublu pentru închiderea și deschiderea sertarului de alimentare cu amestec *3*.

— Rezervorul-tampon de aer comprimat *4*, alimentat de la rețea printr-un ventil.

— Manometrul pentru controlul presiunii din rezervorul de aer comprimat, *5*.

— Silozul pentru depozitarea amestecului pentru miezuri în vederea alimentării tubului de împușcare, cu o capacitate de 20 l, *6*.

— Dispozitivul de ridicare sau coborîre a corpului mașinii, avînd o înălțime de deplasare de 200 mm, *7*.

— Maneta de blocare, care fixează poziția corpului mașinii prin intermediul unui șurub de fixare, *8*.

— Coloana mașinii, în care este montat dispozitivul de ridicare-coborîre și pe care se deplasează corpul mașinii, *9*.

— Batiul mașinii, care susține coloana și corpul mașinii și pe care este montată masa de lucru, *10*.

— Masa de lucru, pe care se montează cutia de miez și care este prevăzută cu un cilindru cu piston pentru deplasarea pe verticală a mesei pe o distanță de 20 mm, *11*.

— Dispozitivul de strîngere fix al cutiei de miez, care este fixat manual pe masa de lucru, în funcție de dimensiunile cutiei de miez, *12*.

— Dispozitivul de strîngere mobil al cutiei de miez, prevăzut cu un cilindru cu piston, care efectuează o cursă de strîngere pe orizontală de 20 mm, *13*.

Aceste dispozitive sînt reglabile pe toată gama de mărimi ale cutiilor de miez pînă la 300 mm. Reglarea lor se face prin dispozitive speciale de blocare, cu manevră rapidă.

Aerul comprimat de la rețea, necesar împușcării, pătrunde în mașină prin ventilul de alimentare cu aer comprimat al rezervorului-tampon (fig. 2).

Acest ventil este racordat direct la rețeaua de aer comprimat, realizînd alimentarea rezervorului-tampon prin presiunea exercitată permanent asupra pistonului mic din cilindrul secundar. Ventilul este legat și de distribuitor, care în poziția *II* alimentează cu aer comprimat pistonul mare din cilindrul principal, efectuînd concomitent închiderea alimentării rezervorului.

Astfel se izolează rezervorul-tampon față de rețeaua de aer comprimat, limitîndu-se cantitatea de aer necesară împușcării. Prin revenirea manetei distribuitorului în poziția *I* sau *0*, presiunea de pe pistonul mare este eliberată și, în mod automat, presiunea directă din rețea deschide orificiul de alimentare a rezervorului-tampon.

În figura 3 se arată în detaliu camera de împușcare, compusă din: ventilul de împușcare montat în carcasa rezervorului-tampon și camera de împușcare propriu-zisă, montată într-o carcasă separată de aceea a rezervorului-tampon printr-un cap de etanșare.

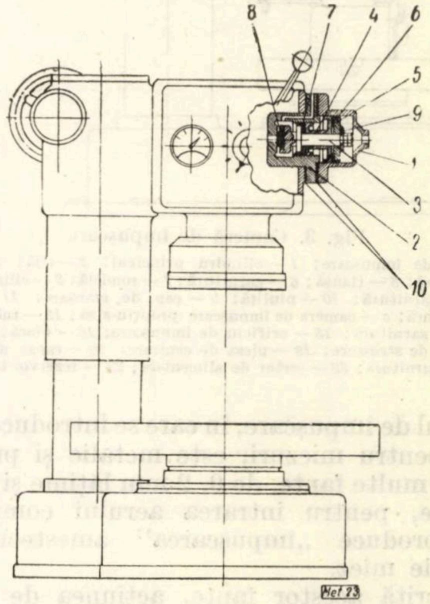


Fig. 2. Ventilul de alimentare a rezervorului tampon:
1 — cilindru principal; 2 — cilindru secundar; 3 — tijă; 4 — piston dublu; 5 — rondelă; 6, 7 — garnitură; 8 — tampon; 9 — rondelă; 10 — altă garnitură.

Ventilul de împușcare *a*, asemănător cu cel de alimentare cu aer comprimat a rezervorului-tampon, este legat direct la rețea și are o funcționare, de asemenea, automată.

Capul de etanșare *b* deschide orificiul de alimentare cu aer comprimat a camerei de împușcare, datorită aerului comprimat, care, la poziția *III* a manetei distribuitorului, acționează asupra pistonului mare (din cilindrul principal) și învinge presiunea exercitată de aerul comprimat de la rețea asupra pistonului mic (din cilindrul secundar). După ce se execută „împușcarea'' și maneta trece în poziția *II*, aerul comprimat nu mai acționează asupra pistonului mare; se menține doar presiunea de la rețea pe pistonul mic, care închide capul de etanșare pe orificiu, separînd camera de împușcare față de rezervorul-tampon.

Camera de împușcare *c* are ca parte caracteristică tubul de împușcare *13.*

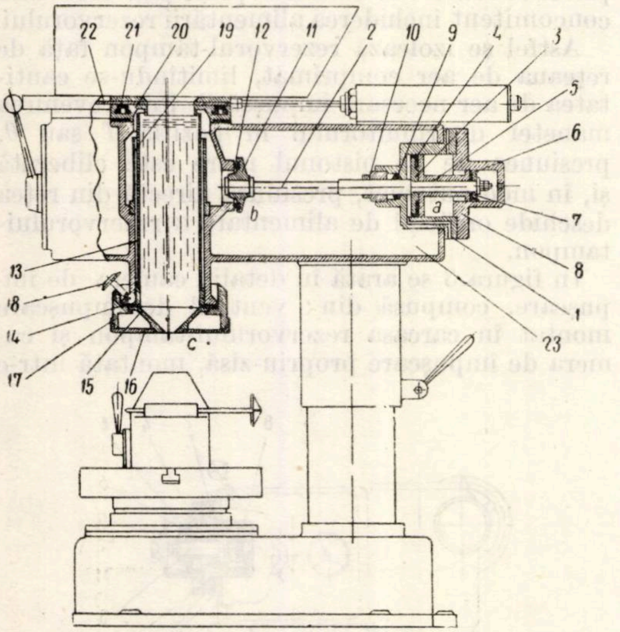


Fig. 3. Cameră de împușcare

a — ventil de împușcare; *1* — cilindru principal; *2* — tijă; *3* — flanșă; *4* — garnitură; *5* — flanșă; *6* — garnitură; *7* — rondelă; *8* — cilindru secundar; *9* — garnitură; *10* — piuliță; *b* — cap de etanșare; *11* — flanșă; *12* — garnitură; *c* — camera de împușcare propriu-zisă; *13* — tub de împușcare; *14* — garnitură; *15* — orificiu de împușcare; *16* — placă; *17* — corp; *18* — șurub de stringere; *19* — piesă de centrare; *20* — capac de ghidare; *21* — garnitură; *22* — sertar de alimentare; *23* — rezervor tampon.

Tubul de împușcare, în care se introduce amestecul pentru miezuri, este metalic și prevăzut cu mai multe fante, de 0, 2 mm lățime și 50 mm lungime, pentru intrarea aerului comprimat, care produce „împușcarea'' amestecului în cutia de miez.

Datorită acestor fante, acțiunea de atac a aerului comprimat la „împușcare'' este perfect uniformă, se realizează dislocarea amestecului de pereții tubului, iar amestecul rămas după umplerea cutiei de miez este afînat, condiție esențială pentru o nouă „împușcare''.

Tubul de împușcare este montat în interiorul unei piese de centrat *19*, între ele fiind prevăzut un spațiu care ușurează pătrunderea simultană a aerului comprimat din rezervor, atît pe la partea superioară a tubului, pentru expansiunea directă asupra amestecului, cît și prin fantele laterale ale tubului (pentru motivele expuse anterior).

La partea inferioară a tubului de împușcare se fixează capul de împușcare, compus în principal din: placa *16*, corpul *17* și orificiul de împușcare *15*.

Placa este prevăzută cu orificii de ventilație.

Sub capul de împușcare, etanșat la placă și centrat la orificiul de împușcare, se montează cutia de miez între bacurile dispozitivelor de stringere.

La partea superioară a tubului de împușcare se află sertarul de alimentare *22*, montat sub silozul pentru depozitarea amestecului *6* (fig. 1).

Sertarul închide sau deschide gura de alimentare cu amestec din siloz a tubului de împușcare, prin acționarea pistonului din cilindrul *3* (fig. 1), racordat la distribuitor.

Etanșarea sertarului pe tubul de împușcare se realizează prin garnitura inelară specială *21*, sub acțiunea aerului comprimat comandat, de asemenea, de la distribuitor.

Modul de funcționare

Funcționarea mașinii de miezuit prin împușcare cuprinde mai multe faze.

Pregătirea mașinii. Se controlează ca maneta distribuitorului să fie în poziția *0*.

De la rețea se distribuie aer comprimat, care pătrunde în rezervorul-tampon; se verifică ca presiunea la manometru să fie aproximativ 5 — 6 at (fig. 4, *a*). Silozul și, de asemenea, tubul de împușcare se încarcă cu amestec pentru miezuri, gura de alimentare cu amestec fiind deschisă.

Montarea cutiei de miez. Înălțimea corpului mașinii se reglează deasupra mesei, în funcție de înălțimea cutiei de miez, prin manevrarea roții de mînă, care acționează asupra sistemului de ridicare-coborîre. Distanța dintre cutia de miez și capul de împușcare trebuie să fie sub 20 mm. Corpul mașinii se fixează la înălțimea dorită cu ajutorul manetei de blocare.

Poziția dispozitivului de stringere laterală se reglează în funcție de lățimea cutiei de miez, astfel ca orificiul de împușcare să coincidă cu deschiderea cutiei de miez.

Cutia de miez se așază pe masa de lucru între bacurile dispozitivului de stringere laterală, reglîndu-se în consecință și bacul de adîncime.

Pentru realizarea unei stringeri eficiente, cutia de miez va avea obligatoriu cel puțin două fețe paralele cu suprafața de separație.

Executarea miezurilor. Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *0* în poziția *I*. Aerul comprimat pătrunde în cilindrul dispozitivului de stringere mobil, provocînd stringerea laterală a cutiei de miez, și în cilindrul cu piston dublu, provocînd închiderea sertarului deasupra tubului de împușcare umplut cu amestec (fig. 4, *b*).

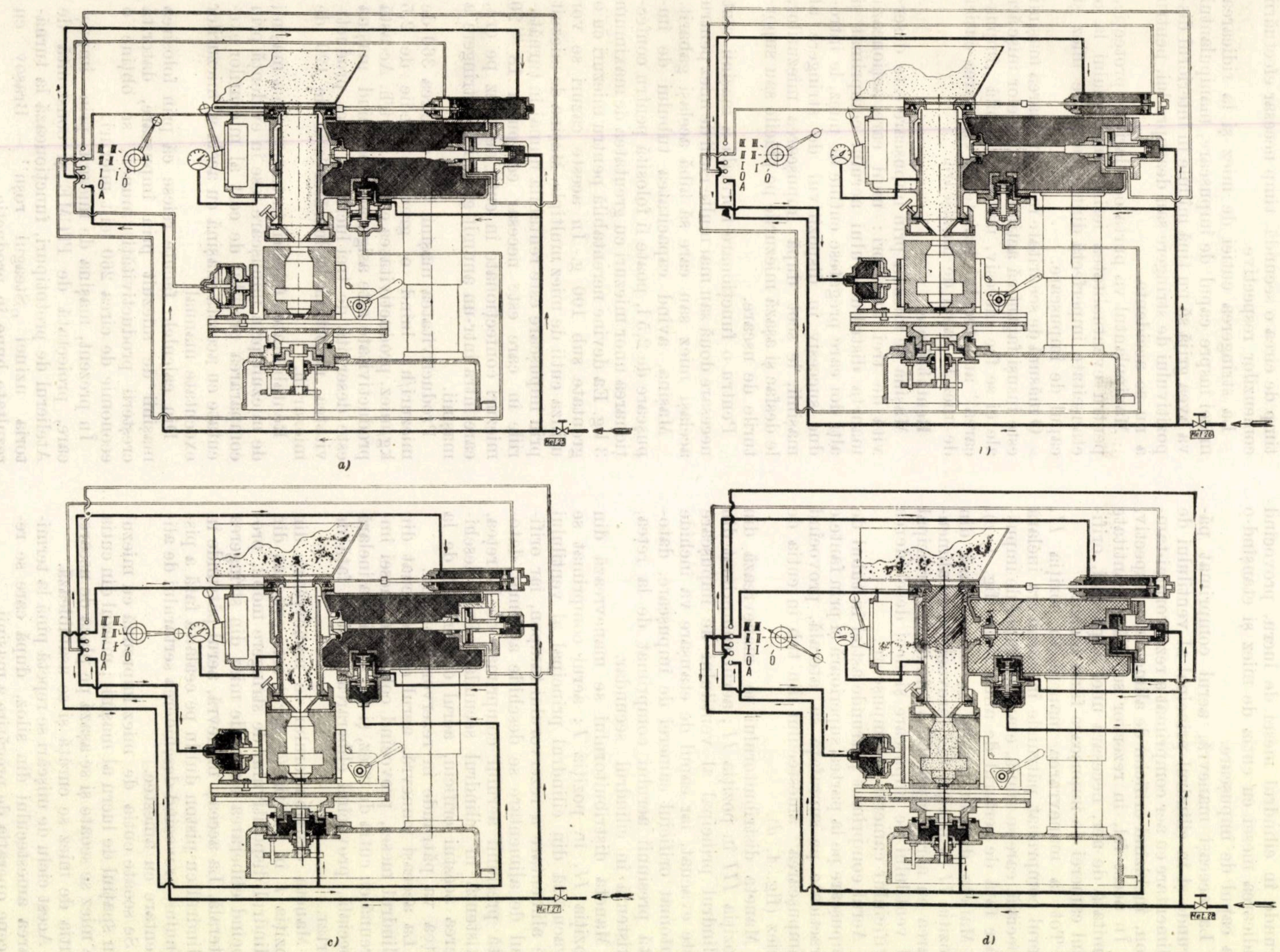


Fig. 4. Distribuția aerului comprimat în mașina de miezuit prin împușcare în funcție de poziția manetei distribuitorului.

Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *I* în poziția *II*. Aerul comprimat pătrunde în cilindrul mesei de lucru, provocînd ridicarea mesei cu cutia de miez și etanșînd-o la capul de împușcare.

La aceeași manevră, aerul comprimat pătrunde și în cilindrul principal al ventilului de alimentare cu aer comprimat a rezervorului-tampon, închizînd orificiul de alimentare respectiv. În acest fel, în rezervor se află o cantitate limitată de aer, necesară unei împușcări, orificiul camerei de împușcare fiind închis.

Tot la manevrarea manetei în poziția *II*, aerul comprimat pătrunde în garnitura inelară specială, care se umflă, etanșînd tubul de împușcare față de sertarul de alimentare (fig. 4, *c*).

Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *II* în poziția *III*, provocîndu-se alimentarea cu aer comprimat a cilindrului principal al ventilului de împușcare și deci deschiderea orificiului camerei de împușcare.

Aerul comprimat pătrunde astfel în tubul de împușcare pe la partea superioară și prin fantele practicate pe suprafața sa laterală, provocînd „împușcarea'' amestecului din tub în cutia de miez (fig. 4, *d*).

Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *III* în poziția *II*; aerul comprimat din cilindrul principal al ventilului de împușcare este evacuat, iar capul de etanșare va închide automat orificiul camerei de împușcare, datorită presiunii aerului comprimat de la rețea, existentă în cilindrul secundar.

Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *II*, în poziția *I*; aerul comprimat se evacuează din cilindrul principal al ventilului de alimentare a rezervorului-tampon, iar orificiul de alimentare se deschide automat datorită presiunii aerului comprimat de la rețea, existentă în cilindrul secundar. Prin deschiderea acestui orificiu, aerul comprimat de la rețea va pătrunde în rezervorul-tampon.

La aceeași manevră, aerul este evacuat din cilindrul mesei, provocînd coborîrea mesei împreună cu cutia de miez, și din garnitura inelară specială, provocînd eliberarea acesteia față de sertar.

Maneta distribuitorului se manevrează din poziția *I* în poziția *0*; aerul este evacuat din cilindrul dispozitivului de strîngere mobil, provocînd eliberarea cutiei de miez din strîngerea laterală. La aceeași manevră, aerul pătrunde în cilindrul cu piston dublu pe cealaltă față a pistonului, provocînd deschiderea sertarului de alimentare cu amestec.

Se scoate cutia de miez împreună cu miezul din spațiul de lucru al mașinii; miezul din cutia de miez se scoate și se așază pe placa de uscare. Cutia de miez se curăță și se asamblează.

Acest ciclu de mișcări se repetă pînă la terminarea amestecului din siloz, după care se reîncepe operația de pregătire a mașinii.

La manevrarea manetei distribuitorului se va avea în vedere menținerea ei în fiecare poziție timp de circa o secundă, timp necesar efectuării comenzilor respective.

La strîngerea cutiei de miez și la ridicarea mesei înspre capul de împușcare, manipulantul va avea grijă să nu țină mîinile în interiorul dispozitivului de strîngere sau deasupra lui, pentru a nu se accidenta.

Manipulantul va purta ochelari de protecție, pentru eventualitatea ieșirii amestecului la o etanșeitate imperfectă dintre cutia de miez și capul de împușcare.

O măsură de securitate în funcționarea mașinii este însuși faptul că acțiunea diferitelor mișcări ale ei se fac succesiv, nefiind posibilă „împușcarea'' amestecului înainte de etanșarea cutiei de miez la capul de împușcare.

Rentabilitate

Mașina de miezuit prin împușcare este deservită de trei lucrători: unul care acționează maneta distribuitorului aerului comprimat și alți doi care pregătesc cutiile de miez, le introduc succesiv în dispozitivul de strîngere al mașinii, le scot după împușcarea miezurilor, le desfac și așază miezurile pe plăcile sau suporturile de uscare.

Pentru o funcționare normală a mașinii sînt necesare două sau mai multe cutii de miez pentru același miez sau care să aibă același gabarit.

Mașina, avînd capacitatea tubului de împușcare de 2,5 l, poate fi folosită pentru confecționarea unor miezuri cu greutatea de maximum 3 kg. Ea devine nerentabilă pentru miezuri cu o greutate sub 100 g. În aceste cazuri se vor utiliza cutii de miez multiple. Mașina de miezuit prin împușcare este rentabilă numai în turnătoriile în care este necesar cel puțin 18 — 20 miezuri confecționate în cutii de miez pe oră, care intră într-un anumit gabarit de strîngere a mașinii.

Productivitatea mașinii este de circa 360 de miezuri/h; luînd o greutate medie de 2,5 kg/miez, productivitatea este de 0,9 t/h. Această productivitate este asigurată doar cînd mașina este deservită de trei lucrători. Deci, productivitatea, raportată la lucrător este de 120 de miezuri/h.

Rentabilitatea folosirii în turnătorie a mașinii de miezuit prin împușcare iese în evidență prin compararea prețului de cost al miezurilor executate cu această mașină cu acela al miezurilor executate manual.

Din calculele făcute reiese că prin folosirea mașinii de miezuit prin împușcare, datorită creșterii productivității muncii, se obține o economie de circa 260 lei/t miezuri.

În prezent, mașina de miezuit prin împușcare, proiectată de ITCME și construită de Atelierul de prototipuri, funcționează la turnătoria uzinei „Steagul roșu'' — Brașov cu rezultate bune în producție.

CZ 669.14.018.583-415

Contribuţii în problema calităţii tablelor silicioase

Ing. ION FRANŢIU, ing. MARTIN LOZICIU şi ing. NICOLAIE LAIU *
Institutul de cercetări metalurgice

Tablele silicioase de transformator şi de dinam (prescurtat table trafo şi dinamo) fac parte din categoria materialelor magnetice moi. Ele se utilizează în industria electrotehnică la construcţia miezurilor pentru circuitele magnetice ale transformatoarelor, maşinilor şi aparatelor electrice. În timpul funcţionării acestor utilaje, miezurile îşi schimbă repede şi des starea de magnetizare. Pentru ca transformatoarele, maşinile şi aparatele electrice să lucreze cu o capacitate ridicată şi un randament bun, schimbarea stării de magnetizare trebuie să aibă loc cu pierderi de energie cît mai scăzute.

În vederea satisfacerii în condiţii economice a acestor cerinţe, tablele trafo şi dinamo se fabrică în diferite calităţi, caracterizate, în special, prin pierderile specifice în fier. Uzual, tablele silicioase cu un conţinut de Si sub 2,5% se numesc dinamo, iar cele cu conţinutul de Si peste 2,8% se numesc trafo [2].

Calitatea electromagnetică superioară a tablelor silicioase dinamo şi trafo se caracterizează în primul rînd prin:

— pierderi minime de energie în fier;

— permeabilitate şi inducţie magnetică ridicată.

Progresul înregistrat în secolul nostru, în ce priveşte îmbunătăţirea calităţii tablelor trafo în producţia industrială, prin reducerea pierderilor totale în fier, este arătat în figura 1 [3].

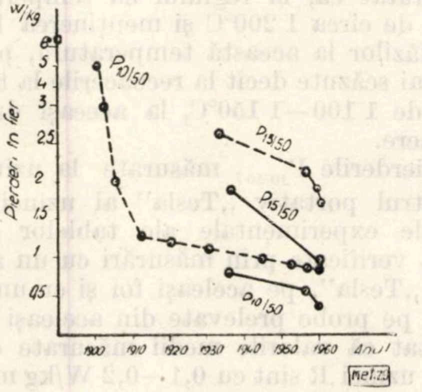


Fig. 1. Scăderea pierderilor în fier la tablele de transformator:
——— table de transformator laminate la rece;
– – – – table de transformator laminate la cald.

Relaţia între conţinutul de siliciu şi pierderile în fier $P_{10/50}$, W/kg ale tablelor silicioase laminate la cald şi la rece este arătată în figura 2.

Pe lîngă calităţile magnetice, tablele silicioase trebuie să satisfacă şi condiţiile de toleranţe dimensionale, aspect, îmbătrînire, fragilitate şi factor de spaţiu, prescrise de asemenea în standarde (STAS 673–60).

Date fiind progresele mari realizate în ţările industriale avansate în fabricaţia tablelor silicioase şi necesitatea de a produce în ţară table silicioase de calitate superioară, s-a procedat în primul rînd la studiul documentar al problemei. S-au analizat apoi nivelul actual al calităţii, tehnologia producţiei, cercetările şi experimentările uzinelor şi institutelor din ţară, după care s-a mai executat în cursul anului 1960, la ICEM şi la uzinele producătoare de table silicioase, o serie de încercări şi experimentări, privind în special laminarea şi recoacerea tablelor silicioase cu instalaţiile actuale ale uzinelor producătoare.

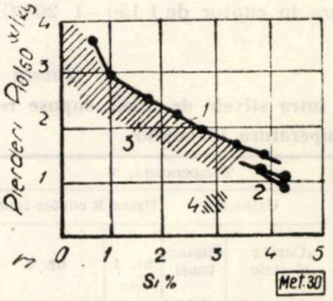


Fig. 2:

1 – indicaţii din standard pentru table laminate la cald, de 0,5 mm grosime; *2* – indicaţii din standard pentru table de 0,35 mm grosime; *3* – domeniul benzilor laminate la rece fără textură orientată; *4* – domeniul benzilor laminate la rece cu textură orientată.

Constatări şi rezultate

Din încercările şi experimentările executate în cursul anului 1960, s-au desprins următoarele constatări şi rezultate:

1. Recoacerile experimentale întreprinse la ICEM pe probe de table silicioase de format redus au avut ca scop stabilirea unui regim termic bun de recoacere în fază de laborator. Rezultatele obţinute sînt rezumate în tabela 1.

Tabela 1

Regimul optim de recoacere determinat prin recoacerile experimentale executate în laborator

Felul tablelor	Regimul optim de recoacere			Creşterea pierderilor $P_{10/50}$ W/kg	
	Temperatura, °C	Durata menţinerii, ore	Viteza de răcire între 800 şi 200 °C, °C/oră	la creşterea temperaturii cu 50 °C (peste 800 °C)	la creşterea vitezei de răcire cu 50 °C/oră (peste 10 °C/oră)
Dinamo	800	3	–	0,19	–
Trafo	800	3	10	0,38	0,2

---

* Proprietăţile magnetice s-au determinat în colaborare cu uzina de maşini electrice „Dinamo"–Bucureşti (ing. V. Ianăş şi C. Chivăran) şi cu ICET (ing. D. Donici).

2. Principala dificultate în practica recoacerii tablelor în cuptoarele-tunel constă în determinarea temperaturii care se realizează în stivele de tablă din interiorul lăzilor de recoacere. Verificările făcute cu conuri Seger, care au dat rezultatele consemnate în tabela 2, trebuie privite cu toată rezerva. Din datele obţinute rezultă că în treimea superioară a stivei de tablă din lada de recoacere, temperaturile au fost probabil următoarele:

— la prima serie de table dinamo:

760—870°C la temperatura în cuptor de 1 050—1 100°C;
860—970°C la temperatura în cuptor de 1 150—1 200°C;

— la a doua serie de table dinamo:

740—910°C la temperatura în cuptor de 1 050—1 150°C;
840—960°C la temperatura în cuptor de 1 150—1 200°C.

Tabela 2

Diferenţele de temperatură între stivele de tablă supuse recoacerii şi temperatura în cuptor

Nr. crt.	Locul de măsurare a temperaturii	Temperatura, °C				
		Uzina N		Uzina R cuptor-tunel		
		Cuptor electric	Cuptor-tunel	nr. 1	nr. 2	
1	2	3	4	5	6	7
1	Bolta cuptorului în dreptul focarelor	970	1 130	1 060	1 090	1 090
2	În stiva de tablă din lada de recoacere:					
	a) partea de sus;	940—950	980	960	980	970
	b) partea de mijloc;	900—920	860	840	860	850
	c) partea de jos.	880	800	—	740	730
3	Perioadele de:					
	a) încălzire, ore;	11	9	12	12	9
	b) menţinere în dreptul focarelor, ore.	6	3	8	8	6

Rezultatele obţinute în tabela 2 sînt aproximative, iar datorită duratei prelungite de menţinere a conurilor Seger la temperaturile respective, temperaturile din stive, date în tabela 2, sînt mai mari cu încă 20—30°C.

3. La prima serie de table dinamo recoapte:

— cele mai mici pierderi medii şi izotropia cea mai bună s-au obţinut la 1 150 — 1 200°C în cuptor şi la răcirea înceată sub nisip;

— inducţia magnetică cea mai bună s-a obţinut la 1 050—1 100°C în cuptor şi la răcirea înceată sub nisip;

— diferenţa este mai mică între pierderile măsurate pe înălţimea stivelor, adică omogenitatea este mai mare la modul de încărcare 1, la care circa 2,5 t table dinamo se încarcă în treimea superioară a stivei din lada de recoacere, restul fiind tablă neagră.

4. La a doua serie de table dinamo recoapte, la un regim care prelungeşte cu 50% durata de menţinere în dreptul focarelor, adică la 6+6 ore, s-a obţinut o reducere generală a pierderilor, atît la temperatura de 1 050—1 150°C cît şi la cea de 1 150—1 200°C în cuptor.

Valorile medii ale pierderilor măsurate sînt sensibil egale la regimul cu temperatura de 1 050—1 150°C în cuptor, ca şi la acela cu temperatura de 1 150—1 200°C, cu o medie puţin mai bună la temperatura de 1 050—1 150°C.

Omogenitatea pierderilor este mai bună la regimul cu răcire înceată (50 ore) în afară de cuptor, iar izotropia, la regimul cu temperatura de 1 150—1 200°C.

5. Modul de încărcare 2 în lăzile de recoacere, la care încărcătura de circa 1/3 din capacitatea lăzii este aşezată pe fundul lăzii prin intermediul unui grătar, nu a dat rezultatele aşteptate, adică o încălzire mai rapidă şi mai uniformă a stivei de tablă. Explicaţia s-a găsit cercetînd ulterior dispoziţia constructivă a cuptorului-tunel. S-a constatat că pragul de jos al focarelor care încălzesc cuptorul este situat la circa 300 mm mai sus de nivelul platformei vagonetului pe care este aşezată lada de recoacere. Din această cauză, flacăra şi gazele de ardere nu circulă printre picioarele lăzii de recoacere, ci spală mai mult partea superioară a lăzii. În felul acesta, aerul mai cald din partea de sus a capacului lăzii nu circulă în interiorul capacului, astfel că grătarul aşezat în partea de jos a stivei nu poate contribui la activarea încălzirii, aşa cum se întîmplă atunci cînd lada este încălzită şi dedesubt, ca la construcţiile obişnuite ale cuptoarelor-tunel.

6. Urmărirea timp de patru luni a recoacerii tablelor laminate din 10 şarje diferite la uzina R a arătat că, la regimul cu temperatura în cuptor de circa 1 200°C şi menţinerea la 4 + 4 ore a lăzilor la această temperatură, pierderile sînt mai scăzute decît la recoacerile la temperaturile de 1 100—1 150°C, la aceeaşi durată de menţinere.

7. Pierderile $P_{10/50}$, măsurate la uzina R cu ferometrul portativ „Tesla" al uzinei, la recoacerile experimentale ale tablelor dinamo, au fost verificate prin măsurări cu un alt ferometru „Tesla", pe aceleaşi foi şi cu un vectormetru, pe probe prelevate din aceleaşi foi. S-a constatat că valorile medii măsurate cu ferometrul uzinei R sînt cu 0,1—0,2 W/kg mai mici.

La măsurările executate cu aparatul „Tesla" alimentat de reţeaua electrică a uzinelor R şi N, s-a remarcat că variaţiile în încărcarea reţelei, destul de rapide şi frecvente în exploatare, influenţează în mod vizibil oscilaţiile acului indicator al aparatului. Din acest motiv, măsurări bune se pot executa în uzine utilizînd un stabilizator de tensiune, iar măsurările orientative şi comparative cu aparatul „Tesla" trebuie să fie verificate prin măsurări cu un aparat „Epstein" sau cu un vectormetru.

8. La recoacerea experimentală a tablelor trafo laminate la uzina N s-au înregistrat rezultatele următoare:

— pierderile cele mai scăzute, izotropia cea mai bună și inducții bune au dat tablele recoapte în cuptorul electric (temperatura de recoacere circa 780°C, ciclul recoacerii 90 ore);

— pierderile cele mai scăzute și izotropia cea mai bună la recoacerea în cuptorul-tunel au rezultat la tablele din lada supusă unei temperaturi de 1 000°C în cuptor, timp de 4 + 4 ore, apoi, la ieșirea din cuptor, unei răciri încete timp de 59 ore sub un capac izolator așezat deasupra lăzii de recoacere (ciclul total de recoacere 86,5 ore);

— inducțiile cele mai bune s-au măsurat la tablele recoapte în lada cu acest regim.

9. Pierderile măsurate cu ferometrul „Tesla" al uzinei N au fost verificate cu vectormetrul. La un număr de 6 foi verificate, media pierderilor măsurate cu vectormetrul a fost cu 0,051 W/kg mai mică decît cea a măsurărilor executate cu ferometrul „Tesla".

10. Măsurarea pierderilor la 15 kilogauss cu vectormetrul uzinei R nu dă rezultate exacte. Luînd ca bază măsurările cu aparatul „Epstein", se constată că pierderile determinate cu vectormetrul sînt în toate cazurile mai mari, diferența variind între 0,2 și 0,6 W/kg. La interpretarea pierderilor $P_{15/50}$ măsurate cu vectormetrul trebuie să se aibă în vedere această diferență.

11. Verificarea eficienței recoacerilor de la uzine, executată în laborator prin recoaceri comparative cu probe de tablă alese din aceeași șarje, arată că rezultatele obținute în laborator sînt mai bune în toate cazurile. Pe lîngă regimul termic, cauza trebuie căutată în controlul mai puțin atent și în respectarea mai puțin severă a regimului termic și mai ales în construcția cuptoarelor de recoacere din uzine, care nu permit încălzirea omogenă a tablelor recoapte.

12. Din rezultatele recoacerilor experimentale cu și fără răcire sub gaz de gazogen a 32 foi de tablă dinamo, se desprind următoarele:

— conținutul de carbon al tablelor răcite sub gaz a crescut în general, și mai sensibil la tablele dinamo decapate;

— creșterea conținutului de sulf variază în zona abaterilor admise la executarea analizei chimice;

— odată cu creșterea conținutului de carbon au crescut sensibil și pierderile $P_{10/50}$.

Din literatura de specialitate rezultă că tablele trafo s-au carburat chiar și la răcirea într-un gaz care avea numai 5 — 10% CO și 2 — 4% CO_2 iar restul, practic N_2 [4].

Rezultă că la răcirea sub gaz a tablelor silicioase, pentru a obține suprafețe lipsite de oxizi, fără sporirea pierderilor, este necesar să se utilizeze un gaz neutru.

13. Factorul de spațiu se îmbunătățește prin executarea dresării cu reduceri de 0,5 — 1%, utilizînd cilindri cu tăblia bine șlefuită.

Deoarece la cajele de dresare existente la uzine se obțin, la o singură trecere, reduceri de circa 0,5% la tablele trafo, îmbunătățirea mai sensibilă a factorului de spațiu este posibilă aplicînd cel puțin două treceri de îndreptare.

14. Răcirea înceată după recoacere (50—60 ore sub capac izolator) contribuie, pe lîngă îmbunătățirea proprietăților magnetice, la obținerea unor table mai plane, fără ondulații pronunțate, la care factorul de spațiu este mai bun decît la tablele răcite mai repede. În figura 3 este reprezentată modalitatea răcirii încete cu un capac izolator executat din tablă și căptușit cu vată de zgură [5].

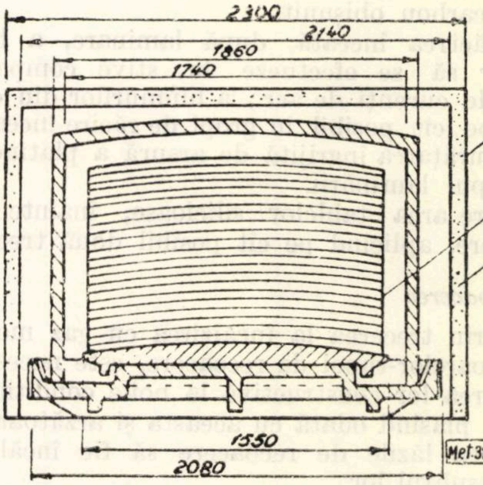


Fig. 3. Stiva de tablă sub capacul de recoacere:
1 — capac; *2* — stiva de tablă; *3* — vată de zgură.

Recomandări privind laminarea și recoacerea tablelor silicioase în situația actuală la uzinele existente

Utilizarea mai bună a instalațiilor și utilajelor la uzinele existente permite livrarea următoarelor calități de table silicioase, conform STAS 673—60:

— table dinamo de 0,5 mm grosime: E I—3,6; E I—3,2; E II—2,8; E III—2,5; E III—2,2 și E III—2;

— table trafo de 0,5 mm grosime: E IV — 1,8;

— table trafo de 0,35 mm grosime: E IV — 1,6; E IV — 1,4; E IV — 1,3.

Studiul documentar al problemelor, precum și interpretarea constatărilor și a rezultatelor obținute la aceste încercări și experimentări au condus la recomandarea următoarelor măsuri, dintre care unele se referă la îmbunătățirea consumurilor specifice și altele la îmbunătățirea proprietăților magnetice ale tablelor silicioase și livrarea lor pe loturi cu caracteristici omogene.

1. *Laminarea*

a) Laminarea lingourilor trebuie să se efectueze pe cît posibil numai într-un cald, adică lingourile să fie predate în stare caldă la laminor, fără a le răci după turnarea lor la oţelărie, şi apoi să fie încărcate în stare caldă în cuptoarele adînci, pentru încălzire, în vederea laminării.

b) Lingourile care din motive de forţă majoră nu se pot lamina într-un cald să fie încărcate în gropi preîncălzite la circa 400°C şi răcite cu viteza medie de circa 5°C/oră în intervalul 300–50°C.

Duratele de încălzire pentru laminare vor fi aproximativ duble în comparaţie cu cele pentru oţelul carbon obişnuit.

c) Răcirea înceată, după laminare, a blumurilor să se efectueze în stive compacte ferite de curenţi de aer; a blumurilor din oţel trafo pe cît posibil în gropi de răcire înceată.

d) Curăţarea îngrijită de arsură a platinelor în timpul laminării.

e) Dresarea tablelor silicioase, înainte de recoacere, aplicînd pe cît posibil două treceri.

2. *Recoacerea*

a) Prin trecerea la încălzirea cu gaz metan a cuptoarelor-tunel de recoacere, este necesară adaptarea lor constructivă la noile condiţii de ardere, plasînd odată cu aceasta şi arzătoarele, astfel ca lăzile de recoacere să fie încălzite şi dedesubtul lor.

b) În vederea menţinerii constante a temperaturii prescrise, este indicată introducerea reglării automate a temperaturii la cuptoarele de recoacere tunel.

c) Regimul recomandat pentru recoacerea tablelor dinamo în cuptoarele-tunel, la uzina R, pentru a obţine pierderi minime şi o bună omogenitate, este următorul:

- durata preîncălzirii, cel puţin 18 ore;
- durata încălzirii la focare, 6 + 6 ore;
- temperatura la focare, 1 180°C;
- răcirea înceată în afara cuptorului, timp de cel puţin 48 ore.

Pentru răcirea înceată în afara cuptorului, este indicată utilizarea capacelor izolatoare, cu care se acoperă lăzile de recoacere, imediat ce acestea se scot din cuptor (fig. 3).

Încărcarea lăzilor de recoacere să se facă cu tablă dinamo în jumătatea superioară şi cu tablă neagră în jumătatea inferioară a stivei.

d) Pentru fabricaţia tablelor trafo cu pierderi minime şi cu omogenitate bună, la uzina N, se recomandă ca recoacerea lor să se execute numai în cuptorul electric existent, cu respectarea regimului următor:

- durata preîncălzirii, cel puţin 10 ore;
- durata încălzirii la temperatura de recoacere, 8 ore;
- temperatura înregistrată la termocuplu, 850°C;
- răcirea înceată în cuptor, timp de 72 ore.

Se recomandă ca încărcarea cu tablă trafo a cuptorului să se facă punînd circa 2 t tablă neagră în partea inferioară a stivei.

e) Pentru recoacerea tablelor dinamo şi, la nevoie, a tablelor trafo, la uzina N, în cuptorul-tunel se recomandă regimul următor:

- durata preîncălzirii, cel puţin 24 ore;
- durata încălzirii la focare, 7 + 7 ore;
- temperatura la focare, 1 030°C;
- răcirea înceată în afara cuptorului, timp de cel puţin 48 ore.

Pentru răcirea înceată în afara cuptorului este indicată utilizarea capacelor izolatoare, cu care se acoperă lăzile de recoacere, imediat ce acestea se scot din cuptor (fig. 3).

Încărcarea lăzilor de recoacere se face cu tablă silicioasă în jumătatea superioară şi cu tablă neagră în jumătatea inferioară a stivei.

Se menţionează că regimurile de recoacere recomandate sînt valabile în cazul cînd se menţine poziţia termocuplelor şi construcţia cuptoarelor de la experimentare.

f) Se recomandă înzestrarea secţiilor de recoacere ale uzinelor cu instalaţii corespunzătoare de răcire a tablelor din lăzile de recoacere sub gaze de protecţie.

3. *Verificarea calităţii şi sortarea tablelor*

Se recomandă:

a) Urmărirea fabricaţiei pe şarje şi executarea tuturor verificărilor prevăzute în standard, cu folosirea aparatelor celor mai perfecţionate.

b) Înzestrarea uzinelor cu cîte o instalaţie pentru măsurarea proprietăţilor magnetice pe foile întregi, în vederea sortării foaie cu foaie în fluxul fabricaţiei şi livrării tablelor silicioase în loturi cu caracteristici omogene.

c) Înregistrarea sistematică a datelor caracteristice de exploatare, a celor obţinute la verificările executate, şi interpretarea lor în comparaţie cu datele înregistrate în perioade diferite, pentru a se trage concluzii privind îmbunătăţirea continuă a calităţii.

Consideraţii privind fabricarea tablelor silicioase cu caracteristici superioare

Industria electrotehnică din ţările industriale avansate tinde să acopere necesarul ei de consum aproape numai cu table trafo laminate la rece, avînd textură orientată şi pierderi minime ($P_{10/50} = 0,6 - 0,9$ W/kg). Aceeaşi tendinţă caracterizează şi consumul nostru intern. De aceea, perspectivele dezvoltării în continuare a producţiei de table trafo laminate numai la cald sînt mici, cu toată izotropia lor bună. Recoacerea tablelor laminate la cald, în condiţii extreme (la 1 300°C în vid înaintat), aduce prin îmbunătăţirea purităţii materialului o reducere a pierderilor pînă la $P_{10/50} = 0{,}55$ W/kg, apropiate de cele ale tablelor laminate la rece cu textură orientată. Pierderile la inducţii mari rămîn însă ridicate; ele nu scad sub $P_{10/50} = 1{,}5$ W/kg, din cauza texturii neorientate [3].

Spre deosebire de tehnologia care se poate aplica în prezent la uzinele noastre cu instalaţiile şi utilajele existente, fabricaţia tablelor silicioase, mai ales aceea a tablelor trafo cu caracteristici corespunzătoare celui mai avansat nivel tehnic, se caracterizează, în linii mari, prin următoarele:

a) Elaborarea oţelurilor trafo în cuptoare funcţionînd în vid. În stadiul actual al construcţiei de cuptoare şi al tehnicii de elaborare în vid, acest procedeu nu poate acoperi decît în foarte mică măsură necesarul de consum în continuă creştere.

b) Elaborarea oţelurilor trafo în cuptoare obişnuite, cu tratarea ulterioară în vid a oţelului turnat în oală sau turnarea în lingotiere menţinute în vid. Ea este aplicabilă pe scară largă industrială.

Elaborarea şi tratarea în vid permit obţinerea oţelurilor trafo cu conţinuturi foarte scăzute de C (0,01—0,02%), de impurităţi, de incluziuni şi de gaze, care sînt imposibil de atins cu metodele obişnuite de elaborare, şi formează condiţia de bază a calităţii superioare a tablelor trafo.

c) Laminarea la cald, apoi la rece, a tablelor silicioase, sub formă de benzi late (240—1 000 mm) în rulouri, care se debitează ulterior în foi separate.

d) Recoacerea benzilor late şi a tablelor în cuptoare continue sau cuptoare cu capac, în care, după succesiunea în procesul tehnologic şi natura recoacerii, se lucrează cu atmosferă de protecţie (H_2, N_2 sau vid) şi temperaturi ridicate (pînă la 1 150°C şi chiar mai mari).

e) Alegerea potrivită a etapelor de reducere a grosimii benzilor la laminare la rece, însoţită de recoacerea iniţială de decarburare, de recoacerile intermediare corespunzătoare şi de recoacerea finală în atmosferă condiţionată, la temperaturi foarte ridicate. Acestea permit realizarea texturii orientate şi texturii parţial cubice, care reprezintă structurile caracteristice ale tablelor silicioase cu proprietăţi magnetice superioare.

f) Verificarea automată a proprietăţilor magnetice pe foile întregi, în fluxul fabricaţiei şi sortarea corespunzătoare. Prin aceasta se asigură livrarea tablelor silicioase în loturi cu proprietăţi constante, ceea ce permite utilizarea lor în condiţii mai avantajoase în industria electrotehnică.

*

În ţările industriale avansate, producţia oţelurilor silicioase pentru electrotehnică reprezintă aproximativ 1% din totalul producţiei de oţel.

Directivele Congresului al III-lea al P.M.R. prevăd extinderea fabricaţiei de oţeluri speciale: oţel pentru rulmenţi, oţel pentru industria electrotehnică, oţeluri inoxidabile şi refractare.

Obiectivul industrial cel mai important în perioada 1960—1965 este construcţia noului combinat siderurgic la Galaţi. Extinderea fabricaţiei oţelurilor pentru industria electrotehnică devine posibilă la acest centru la care se construiesc laminoare de tablă moderne. Înzestrarea noului combinat cu utilajele cele mai adecvate va asigura fabricaţia tablelor silicioase cu caracteristici corespunzătoare celui mai înalt nivel tehnic.

Bibliografie

[1] *Franţiu I.*, *Loziciu M.* şi *Laiu N.*: Ameliorarea calităţii tablelor silicioase, Cercetări metalurgice şi miniere, vol. 3, Editura tehnică, 1961.

[2] *Küntscher W.*, *Kulger H.* şi *Biegler H.*: Technische Baustähle, (S. 341 Dynamostähle), Halle (Saale), 1958, VEB, Wilhelm Knapp Verlag, pag. 341.

[3] *Pawlek F.*: Zukunftsaussichten für die Entwicklung magnetischer Werkstoffe, Berlin, ETZ Elektrotechnische Zeitschrift Ausgabe A., Heft 17, 1 sept. 1959, pag. 561—565.

[4] *Erşova I. P.* ş.a.: Vlianie parametrov tehnologhiceskovo proţessa na svoistva holodnokatanoi transformatornoi stali, Moskva, Stali nr. 8, 1959, pag.734.

[5] *Koroleva V. A.* ş.a.: Ustranenia volnistosti listov goriacekatanoi electrotehniceskoi stali, Moskva, Metallurg, nr. 7, 1960, pag. 28.

Din viața uzinelor și laboratoarelor

CZ 669.018 : 543.27

Determinarea hidrogenului din metale

Ing. CONSTANTIN COSNEANU și ing. ELISABETA NICOLOIU
Centrul de cercetări metalurgice

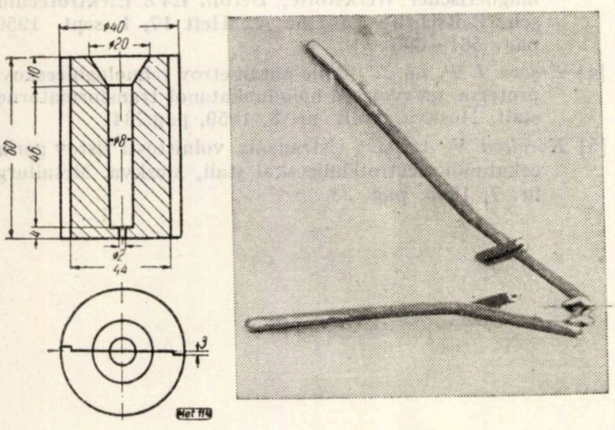
Materialele de încărcare introduse în cuptoarele de topit aliaje feroase și neferoase conțin uneori cantități considerabile de gaze. În timpul topirii, metalul înglobează o mare cantitate de gaze atît din atmosferă, cît și din reacțiile care au loc în masa lichidă de metal.

Calculele arată că 1% din rugina de pe materialele de încărcare introduce un volum de hidrogen de 20 ori mai mare decît volumul metalului.

Pînă în prezent, lipsesc date exacte asupra modificării proprietăților de turnare ale aliajelor în funcție de gradul de saturație cu hidrogen și în funcție de modificarea compoziției chimice. Influența elementelor asupra solubilității hidrogenului în aliajele metalice se poate aprecia după raportul dintre elementul considerat și hidrogen.

Datele destul de contradictorii existente în literatura de specialitate privind variația conținutului de hidrogen în funcție de compoziția chimică a aliajelor metalice se datoresc în primul rînd condițiilor diferite de colectare și păstrare a probelor destinate analizei.

În ultimul timp au început să fie recunoscute și folosite trei metode de obținere a probelor destinate analizei conținutului de hidrogen. Prima metodă și cea mai simplă constă în turnarea directă a aliajului în cochile de cupru și obținerea unor epruvete cilindrice cu diametrul de 8 mm și lungimea de 40–50 mm.



a) b)

Fig. 1

În figura 1 este reprezentată o astfel de cochilă în două variante. Prima (fig. 1, *a*) prezintă o cochilă de cupru cu plan de separație care se montează într-un loc corespunzător pentru turnare. A doua (fig. 1, *b*) este o cochilă de cupru tip clește, care are avantajul unei ușoare manipulări în timpul colectării probei.

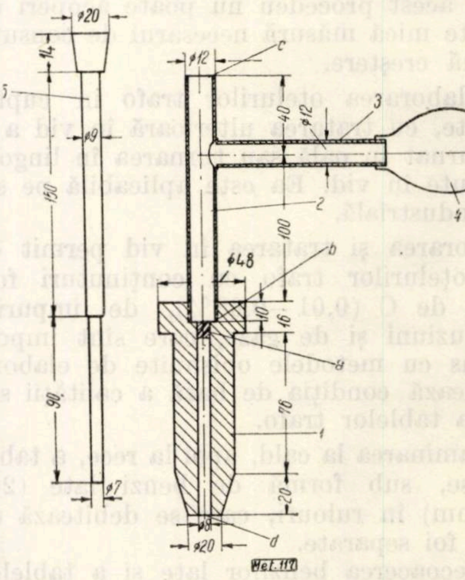


Fig. 2

A doua metodă constă din colectarea probelor cu ajutorul unei cochile de absorbție din cupru (fig. 2).

Cochila de absorbție este compusă din următoarele părți: corpul cochilei *1* și sistemul de absorbție compus dintr-o țeavă metalică *2*, prevăzut cu o ramificație *3*, pe care este montată o pară de cauciuc *4*, ce creează depresiunea după comprimare.

În corpul cochilei este prevăzut un orificiu cilindric cu diametrul de 8 mm prin care se face absorbția de metal lichid. Acest orificiu trebuie să nu aibă asperități sau alte defecte de suprafață, deoarece în caz contrar se vor crea dificultăți la extragerea probei solidificate de metal și la distrugerea cochilei. În porțiunea superioară a cochilei *a* se amplasează, înainte de întrebuințare, un dop confecționat din plasă de sîrmă subțire, care are rolul de a împiedica în timpul absorbției pătrunderea metalului lichid în tubul *2*.

Montarea tubului *2* prin înșurubare în cochila *1* trebuie să se facă complet cu presarea unei garnituri de azbest în porțiunea *b*.

Întregul sistem, înainte de întrebuinţare, trebuie să fie etanş, adică atunci cînd se comprimă para de cauciuc şi se astupă orificiile *c* şi *d*, să nu se producă absorbţie de aer fals şi deci destinderea perei de cauciuc. Această condiţie de etanşeitate este esenţială pentru obţinerea unor probe fără defecte. Înainte de utilizarea cochilei pentru absorbţie, orificiul *c* se astupă cu un dop de cauciuc.

Scufundarea cochilei în metalul lichid se face pe o porţiune de 10–15 mm. După absorbţia probei în cochilă, aceasta se introduce brusc în apă. După 5–10 s se scoate din apă, se îndepărtează dopul de cauciuc ce astupă orificiul *c* şi cu ajutorul unei tije din oţel *5*, prin batere, se evacuează proba din cochilă.

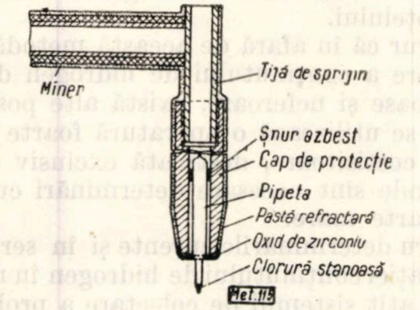


Fig. 3

Se obţine în final o epruvetă cilindrică cu lungimea de 60–70 mm, fără defecte şi cu un aspect corespunzător al suprafeţei exterioare.

Această probă se şterge şi se introduce într-un termos în care există un amestec refrigerent (zăpadă carbonică, azot lichid, gheaţă etc.).

Această păstrare a probelor pînă la efectuarea analizei este necesară pentru a împiedica degajarea hidrogenului la temperatura ambiantă înainte de analiză.

După terminarea acestor operaţii, orificiul interior al cochilei se curăţă cu un dop de pîslă şi se usucă, pregătindu-se pentru o nouă întrebuinţare.

A treia metodă constă în prelevarea probelor cu ajutorul unor pipete din cuarţ, vidate în prealabil. În figura 3 este reprezentată o asemenea pipetă.

Această metodă permite captarea concomitentă a gazelor care se degajă în timpul solidificării. De asemenea, luarea probelor se face în aşa fel încît acestea nu ajung în contact cu aerul sau cu amestecul refrigerent şi astfel, neavînd loc reacţii chimice pe suprafaţa metalului, probele nu necesită nici un fel de prelucrare înainte de analiză.

S-a constatat că în cazul epruvetelor din fontă nu este necesar ca după colectare ele să fie păstrate în amestecuri refrigerente pînă la efectuarea analizei. Determinările făcute pe un mare număr de probe, din care o parte au fost păstrate în amestec refrigerent, iar altă parte au fost păstrate într-o atmosferă uscată, au arătat deosebiri mici în ceea ce priveşte conţinutul de hidrogen la aceeaşi compoziţie chimică a epruvetelor.

Determinarea hidrogenului se face într-o instalaţie relativ simplă (fig. 4) prin măsurarea cantităţii de hidrogen ce difuzează dintr-o probă cu greutate cunoscută la temperatura de 600 °C şi la o presiune de 0,1 mm col Hg.

Instalaţia este compusă dintr-un tub de cuarţ *1*, un vacuummetru *2*, un robinet cu trei căi *3* şi un dop cu şlif *4*.

Întregul sistem este deservit de un cuptor tubular glisant *5*, prevăzut cu un termocuplu cu milivoltmetru *6* şi o pompă de vid *7*.

Proba de formă cilindrică, avînd o greutate de 20–30 g, se spală în prealabil în eter, se usucă, iar apoi se introduce în aparat, care se închide cu ajutorul dopului cu şlif *4*. Deplasarea probei în aparat se realizează cu ajutorul unui magnet.

Înainte de efectuarea analizei propriu-zise, se face o verificare a etanşeităţii aparatului, care constă în introducerea tubului *1* în cuptorul *5*, în prealabil încălzit la temperatura de 600 °C şi racordarea instalaţiei cu ajutorul robinetului *3*, la pompa de vid *7*. După realizarea unui vid de 10^2 mm col Hg, se închide robinetul *3* şi se menţine sub vid întreaga instalaţie timp de cîteva minute pentru verificarea etanşeităţii.

După efectuarea acestor operaţii preliminare absolut necesare, se trece la operaţia propriuzisă de analiză. În acest scop se îndepărtează cuptorul *5* şi cu ajutorul magnetului se deplasează proba în zona de lucru. Cuptorul se readuce în poziţia de încălzire a tubului de cuarţ *1*, menţinîndu-se la această temperatură pînă ce nu se mai observă o creştere a presiunii. Se execută apoi cu ajutorul vacuummetrului *2* măsurarea presiunii finale p_2.

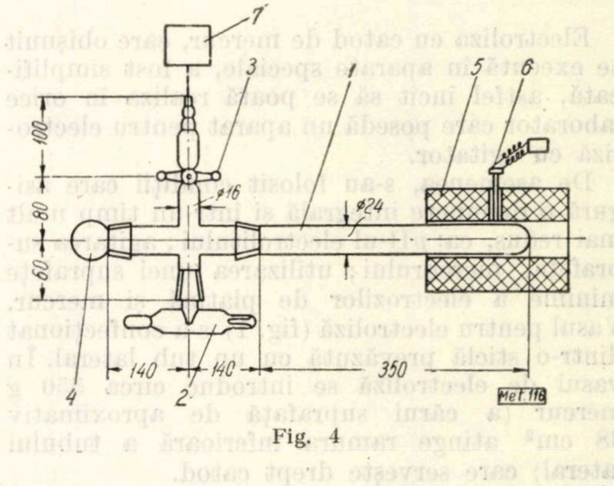


Fig. 4

Ținînd seama de diferența de presiune între presiunea finală și presiunea inițială se determină cantitatea de hidrogen conținută în probă cu ajutorul formulei de mai jos:

$$\frac{(p_2 - p_1) \cdot 273 \cdot 100 \cdot V}{760\ (273 + T)\ g} = \mathrm{cm^3 H_2/100\ g},$$

unde:

p_2 este presiunea finală;
p_1 — presiunea inițială;
V — volumul interior al instalației, în cm^3;
T — temperatura de lucru;
g — greutatea probei, g.

Această metodă de determinare a conținutului de hidrogen este relativ simplă și suficient de precisă, necesitînd o instalație puțin costisitoare și ușor de realizat. Datorită acestor avantaje ea este indicată pentru laboratoarele din uzinele metalurgice, unde trebuie să devină o metodă tehnologică curentă.

O importanță deosebită prezintă urmărirea variației conținutului de hidrogen al șarjelor de fontă de primă fuziune. Pe baza unui mare număr de determinări, cu ajutorul metodelor statisticii matematice, se poate determina variația conținutului de hidrogen în fontele brute în funcție de încărcătură și parametrii de funcționare ai furnalului.

De asemenea, cunoașterea variației conținutului de hidrogen în procesul de a doua fuziune poate să conducă la eliminarea unor defecte și la combaterea unor manifestări capricioase a metalului lichid, care încă nu sînt pe deplin clarificate.

Urmărirea perseverentă a variației conținutului de hidrogen la elaborarea diferitelor mărci de oțeluri constituie, de asemenea, o problemă importantă pentru combaterea și eliminarea influenței dăunătoare a hidrogenului asupra calității oțelului.

Desigur că în afară de această metodă de determinare a conținutului de hidrogen din aliajele feroase și neferoase, există alte posibilități în care se utilizează o aparatură foarte complicată și costisitoare, destinată exclusiv cercetărilor, unde sînt necesare determinări cu o precizie foarte mare.

Pentru determinările curente și în serie mare ale variației conținutului de hidrogen în metalele lichide, atît sistemul de colectare a probelor cu ajutorul cochilei de absorbție, cît și metodica de determinare a conținutului de hidrogen descrise mai sus, prezintă o precizie suficientă pentru obținerea unor rezultate concludente.

CZ 669.14.018.58 : 669.131.622 : 543.062

Determinarea aluminiului din oțelul magnetic și a magneziului din fonta cu grafit nodular, folosind electroliza cu catod de mercur pentru îndepărtarea fierului din probele analizate

Dr. ERVIN SCHNELL
Uzinele de tractoare—Brașov

Electroliza cu catod de mercur, care obișnuit se execută în aparate speciale, a fost simplificată, astfel încît să se poată realiza în orice laborator care posedă un aparat pentru electroliză cu agitator.

De asemenea, s-au folosit condiții care asigură o depunere integrală și într-un timp mult mai redus, ca: pH-ul electrolitului; agitarea suprafeței mercurului; utilizarea unei suprafețe minime a electrozilor de platină și mercur. Vasul pentru electroliză (fig. 1) s-a confecționat dintr-o sticlă prevăzută cu un tub lateral. În vasul de electroliză se introduc circa 550 g mercur (a cărui suprafață de aproximativ 38 cm^2 atinge ramura inferioară a tubului lateral) care servește drept catod.

În mercur se introduce capătul (circa 2 cm) unei sîrme de platină sudată într-un tub de sticlă, astfel ca să nu vină în contact nici cu anodul și nici cu electrolitul, și care se leagă la polul negativ al aparatului de electroliză (fig 2).

Ca anod se folosește un electrod obișnuit din sită de platină (fig. 4), avînd suprafața geometrică de circa 50 cm^2 care se leagă la polul pozitiv. În interiorul lui se mișcă un agitator din sticlă sau plexiglas.

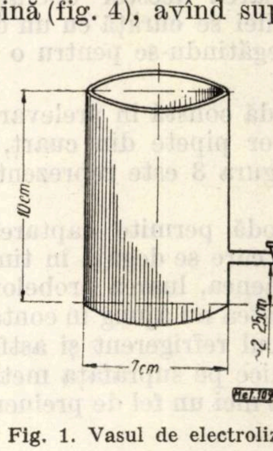


Fig. 1. Vasul de electroliză.

S-au folosit următorii reactivi:

SO_4N_2 1 : 1;
NO_3H 1 : 1 şi 1 : 5 pentru spălarea mercurului;
$K_3fe(CN)_6$ soluție 5%;
$K_4fe(CN)_6$.

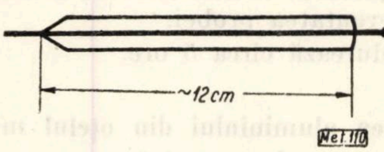


Fig. 2. Electrod de platină.

Se dizolvă proba în acid sulfuric, adăugînd cîteva picături de acid azotic.

După dizolvare, se evaporă soluția pînă la dispariția completă a vaporilor albi de SO_3.

Se controlează dispariția completă a vaporilor de SO_3, ținînd paharul cîteva minute pe plita electrică.

Reziduul se preia cu 30 ml apă şi la nevoie cu 2–3 picături de acid sulfuric.

Dacă este necesar se filtrează, iar filtrul se spală cu apă fierbinte, astfel ca filtratul să aibă un volum de circa 80 ml.

Soluția perfect limpede, care în aceste condiții de lucru are pH-ul aproximativ 1, se introduce în vasul de electroliză peste cele 550 g mercur (volumul soluției nu trebuie să depăşească circa 80 ml).

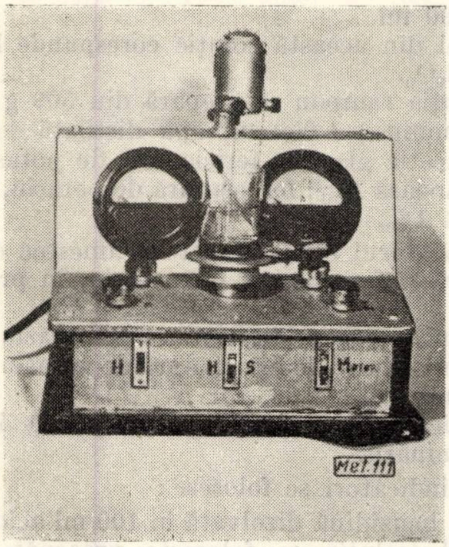


Fig. 3. Electroliza cu catod de mercur.

Se montează anodul de platină în aşa fel, ca marginea de jos a sitei de Pt să fie cu un centimetru deasupra mercurului şi 1,5 cm cufundat în electrolit.

Se va evita contactul mercurului cu sita de platină.

În interiorul anodului se mişcă agitatorul de sticlă care se cufundă circa 0,5 cm în mercur, pentru ca şi acesta să fie agitat în timpul electrolizei.

Tot în mercur se introduce şi sîrma de platină sudată în sticlă, descrisă mai sus.

Pentru electroliză se foloseşte un curent electric continuu cu o intensitate de 3–3,5 A şi o tensiune de 7–8 V; voltajul scade treptat în cursul electrolizei.

Reglarea intensității, atunci cînd la început este mai mică decît cea indicată, se face introducînd cîteva picături de acid sulfuric 1 : 1.

Dacă, chiar la începutul electrolizei, intensitatea curentului este încă mai mare de 6 A electroliza nu reuşeşte, deoarece aceasta indică o aciditate prea ridicată a electrolitului.

Pentru a o readuce la un pH1 se evaporă soluția din nou pînă la eliminarea completă a vaporilor de SO_3.

Separarea completă a elementelor se realizează în funcție de conținutul acestora în soluție în 20–80 min.

După acest timp soluția fiind complet decolorată se verifică dacă s-a îndepărtat tot fierul, luînd pe o plăcuță de porțelan cîte două picături de electrolit. Pe una dintre ele se adaugă o picătură de ferocianură de potasiu şi pe cealaltă o picătură de fericianură de potasiu. Apariția culorii albastre în primul caz şi a unei colorații verzui în al doilea indică prezența fierului. Dacă culoarea rămîne galbenă electroliza este terminată. Fierul şi cea mai mare parte a manganului s-au separat de aluminiu şi magneziu care au rămas în soluție.

Se micşorează turația agitatorului şi fără a întrerupe curentul se scurge electrolitul, prin tubul lateral al vasului de electroliză, într-un pahar. Se spală mercurul de cîteva ori cu apă distilată care se adaugă la electrolit.

Purificarea mercurului se face (după circa 5–10 analize) în modul următor: se introduce mercurul întrebuințat într-o sticlă de 1 000 ml cu dop rodat şi se spală cu multă apă distilată, agitînd puternic. Se schimbă apa de spălare (care a devenit tulbure şi aproape neagră) de 5–6 ori, pînă rămîne o culoare mai deschisă. Apoi se spală mercurul cu acid azotic (1 : 5) încălzit la 50 °C, agitînd puternic. Se schimbă acidul pînă rămîne incolor. După aceasta se spală mercurul cu apă pînă la reacție neutră şi se filtrează printr-o hîrtie de filtru găurită cu un ac subțire.

Resturile de amalgam şi impurități de pe filtru se dizolvă în puțin acid azotic diluat, apoi se spală mercurul cu apă distilată pînă cînd tot acidul este îndepărtat.

Determinarea aluminiului în oţelul magnetic prin metoda cu fosfat

Aluminiul se precipită în mediu acid sub formă de fosfat de aluminiu, folosindu-se următorii reactivi :

H_2SO_4 1 : 1 ;
HCl concentrat ;
HF concentrat ;
CH_3-COOH concentrat ;
$S_2O_3(NH_4)_2$ cristale ;
$PO_4H\ (NH_4)_2$ soluţie 10%.

Pentru reuşita unei dizolvări cît mai complete, este necesar ca materialul să fie transformat într-o pulbere fină şi omogenă. În acest scop, bucăţile mici de oţel se sfărîmă într-o piuliţă specială şi se cern apoi printr-o sită cu dimensiunea ochiului de 0,2—0,3 mm.

Se dizolvă 1 g oţel din pulberea astfel pregătită într-un pahar Berzelius de 250 ml cu 55 ml apă şi 15 ml acid sulfuric concentrat.

După dizolvare, se diluează cu puţină apă şi se filtrează într-un balon cotat de 250 sau 200 ml printr-un filtru cantitativ cu apă fierbinte.

Filtrul cu reziduu (SiO_2 + oxizi) se calcinează într-un creuzet de platină, apoi se evaporă cu 5 ml acid fluorhidric şi cîteva picături de acid sulfuric.

După calcinare, se dizolvă sărurile la cald în apă acidulată cu acid sulfuric, şi soluţia se toarnă în balon.

Se scoate apoi din balonul cotat o cantitate corespunzătoare la 0,25 g oţel magnetic care se evaporă pînă ce dispar complet vaporii de SO_3.

După răcire, se preia circa 50 ml apă distilată şi 3—4 picături acid sulfuric 1 : 1 şi se păstrează pînă la dizolvarea sărurilor.

Soluţia limpede se completează cu apă pînă la maximum 80 ml, se trece în vasul de electroliză şi se execută electroliza.

După terminarea acesteia se separă mercurul de electrolit.

Dacă în cursul electrolizei soluţia s-a tulburat, se filtrează într-un pahar de 600 ml şi se alcalinizează cu amoniac în prezenţa metiloranjului ca indicator, apoi se aciduleează cu circa 2 ml acid clorhidric pînă la virarea indicatorului iarăşi la roşu, dizolvînd precipitatul de $Al(OH)_3$; se adaugă 15 ml acid acetic şi se diluează soluţia cu apă la 400 ml. Se încălzeşte pînă la fierbere, apoi se adaugă simultan 1,5 g tiosulfat de amoniu dizolvat în puţină apă şi 20 ml fosfat de amoniu bibazic. Se fierbe apoi circa zece minute.

După depunere, precipitatul se filtrează fierbinte prin filtrul cu diametrul de 15 cm cu bandă albă şi se spală bine cu apă fierbinte. Pentru control, se adaugă filtratului 10 ml fosfat de amoniu bibazic, se fierbe şi se filtrează eventualele resturi de aluminiu. După spălare, se adaugă la primul filtru, se arde şi se calcinează la 1 200 °C timp de 1—1 1/2 ore.

Conţinutul de aluminiu se calculează cu formula :

$$\text{Al}\ \% = \frac{A \times 0{,}2212}{G}\,100$$

unde :

A este greutatea precipitatului de fosfat de aluminiu găsit ;
0,2212 — factorul de transformare în aluminiu ;
G — greutatea probei.

Analiza durează circa 5 ore.

Determinarea aluminiului din oţelul magnetic prin metoda complexometrică

Această analiză se bazează pe principiul că sarea de sodiu a acidului etilen-diamino-tetraacetic—complexon III—formează cu aluminiul un complexonat stabil.

Se folosesc următorii reactivi :

— Complexon III, soluţie 0,05 m: 18,6 g etilendiamino-tetraacetat disodic (greutatea moleculară 372,26) se dizolvă într-un balon cotat de 1 000 ml în apă şi se aduce la semn.

— Acetat de zinc, soluţie 0,05 m : 3,2690 g zinc metalic p.a. se dizolvă în 30 ml acid clorhidric diluat 1 : 1, accelerînd dizolvarea prin adăugarea cîtorva picături de acid azotic (1 : 1).

După dizolvare, soluţia se evaporă pînă la consistenţă siropoasă, apoi se diluează cu 200 ml apă distilată, se adaugă 25 ml soluţie tampon şi în cele din urmă se completează la semn pînă la 1 000 ml.

1 ml din această soluţie corespunde la 25,5 mg Al_2O_3.

Soluţia tampon se prepară din 500 g acetat de amoniu + 1 000 ml apă distilată + 30 ml acid acetic glacial ; fericianură de potasiu, soluţie apoasă 1% ; ferocianură de potasiu, soluţie apoasă 1%.

Indicatorul constă dintr-un amestec de fericianură şi ferocianură de potasiu, în proporţie de :

10 ml soluţie de fericianură de potasiu 1% +
10 ml soluţie de ferocianură de potasiu 1% +
30 ml apă.

Indicatorul preparat trebuie făcut în ziua determinării.

Ca indicatori se folosesc :

1 g benzidină dizolvată în 100 ml acid acetic glacial (soluţia se foloseşte proaspăt preparată).

Fluorura de sodiu :

— soluţie 3% neutralizată faţă de fenolftaleină cu hidroxid de sodiu sau acid clorhidric ;
— hidroxid de sodiu, soluţie 30% ;
— fenolftaleină, soluţie alcoolică 0,1%.

Se scoate din balonul cotat de 500 ml o cantitate de soluţie corespunzătoare la 0,25 g oţel magnetic și se efectuează electroliza cu catod de mercur.

După electroliză soluția se diluează la 200 ml și se neutralizează cu hidroxid de sodiu în prezență de fenolftaleină.

Se adaugă 25 ml soluție de complexon III pentru a lega aluminiul sub formă de complex.

Se neutralizează cu acid clorhidric în prezență de fenolftaleină.

Se adaugă 10 ml soluție tampon și se fierbe 3 min.

Se răcește și se titrează excesul de complexon cu soluție de acetat de zinc în prezență de indicator 1 ml feri-ferocianură + 1 ml benzidină, pînă cînd soluția incoloră devine albastră-verzuie.

Dacă în soluție, afară de aluminiu, mai sînt resturi de alte elemente, acestea formează, de asemenea, un complex cu complexonul, influențînd rezultatul. Pentru evitarea acestui fenomen, complexonatul de aluminiu se descompune cu fluorură de sodiu, iar cantitatea de complexon pusă în libertate și echivalentă cu cantitatea de aluminiu este retitrată cu soluția de acetat de zinc.

În acest scop, după terminarea titrării anterioare, adică după ce culoarea soluției titrate a virat, se adaugă 75 ml soluție de fluorură de sodiu, se fierbe 3 min, se răcește, se adaugă soluției răcite ca indicator 1 ml ferocianură — fericianură de potasiu + 0,5 ml benzidină, apoi se retitrează cu soluția de acetat de zinc pînă la apariția culorii albastru-verzui.

Conținutul de aluminiu se calculează cu formula:

$$\mathrm{Al}\% = \frac{a \times 0{,}00255 \times 0{,}5291}{G} \times 100,$$

unde:

a este cantitatea de soluție de acetat de zinc 0,05 m consumată la titrarea efectuată în prezență de fluorură de sodiu;

0,00255 — cantitatea de oxid de aluminiu echivalentă la 1 ml soluție acetat de zinc;

0,5291 — factorul de transformare din Al_2O_3 în Al;

G — greutatea substanței luată în lucru, g.

Determinarea magneziului din fontă cu grafit nodular

Ca reactivi se folosesc:

acid clorhidric 1 : 1;
acid sulfuric, concentrat;
acid sulfuric 1 : 5;
acid azotic, concentrat;
acetat de sodiu, cristale;
hidroxilamină hidrochlorică, cristale;
o-oxichinolină, soluție alcoolică 2%;
acid oxalic, cristale;
acetat de amoniu, cristale;
amoniac, concentrat;
bromură de potasiu, cristale;
bromat de potasiu, soluție 0,1 *n*;
tiosulfat de sodiu, soluție 0,1 *n*;
amidon, soluție 1%;
iodură de potasiu, cristale.

Determinarea: 1 g șpan de fontă se dizolvă într-un amestec de 5 ml acid sulfuric concentrat + 20 ml apă + 2 ml acid azotic concentrat la un pahar de 250 ml.

După dizolvare, soluția se evaporă pînă la dispariția completă a vaporilor albi de SO_3.

Reziduul se dizolvă în circa 30 ml apă fierbinte. Siliciul + grafitul se filtrează și se spală cu apă fierbinte.

Soluția al cărei volum nu depășește 50—80 ml se supune în întregime sau în 3—4 părți electrolizei cu catod de mercur.

După 1—1 1/4 oră se poate observa apropierea sfîrșitului electrolizei după tulburarea electrolitului și depunerea manganului pe anodul de platină. Se controlează determinarea cu feri- și ferocianură de potasiu.

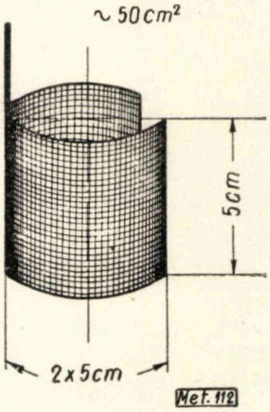


Fig. 4. Anod de platină.

După terminarea electrolizei și separarea electrolitului de mercur se adaugă 1—2 g acetat de sodiu și 0,1 g hidroxilamină hidrochlorică.

Se neutralizează cu amoniac în prezența fenolftaleinei și se acidulează cu acid acetic diluat pînă la decolorarea indicatorului.

Aluminiul și restul de mangan se încălzește la 70 °C și se precipită cu 5 cm³ o soluție de *o*-oxichinolină. Se fierbe cîteva minute.

După depunere, se filtrează hîrtia bandă albă și se spală bine cu apă caldă.

În filtratul slab acetic, se adaugă 0,14 g acid oxalic dizolvat în puțină apă, 0,2 g acetat de amoniu și 5 ml de asoluție *o*-oxichinolină. Se lasă cinci minute în repaos.

Dacă soluția se tulbură din cauza precipitării oxalatului de calciu, nu se filtrează, ci se adaugă încă 5 ml soluție, *o*-oxichinolină, se lasă cinci minute în repaos, apoi se alcalinizează slab cu amoniac diluat și se fierbe cinci minute. După răcire în apă rece, se filtrează oxichinolatul de magneziu printr-un mic filtru cu bandă albă, se spală cu apă alcalinizată cu amoniac, apoi cu apă caldă.

Filtrul cu precipitat se introduce într-un pahar Erlenmeyer cu dop rodat şi se dizolvă cu puţin acid clorhidric 1 : 1 fierbinte.

După răcire, se adaugă încă 5 ml acid clorhidric concentrat, circa 20 ml apă distilată şi 1 g bromură de potasiu şi apoi cu biureta se adaugă exact 10 ml bromat de potasiu 0,1 *n* şi se agită timp de 3 min.

După acest timp, se adaugă 1 g iodură de potasiu şi se titrează cu tiosulfat de sodiu 0,1 *n* în prezenţa amidonului.

Se execută în paralel o probă oarbă în aceleaşi condiţii cu analiza.

Conţinutul de magneziu se calculează cu formula:

$$\text{Mg}\ \% = \frac{(V_1 - V_2)\, 0{,}000304}{G} \times 100,$$

unde:

V_1 este volumul soluţiei de bromat de potasiu 0,1 *n*;

V_2 — volumul soluţiei de tiosulfat de sodiu 0,1 *n*;

0,000304 — echivalentul în magneziu al bromatului de potasiu;

G — cantitatea probei, g.

Durata analizei este de circa 5 ore.

construcția de mașini

5798 9/10/62
LEFORDITVA

Z 621.431.018.2

Randamentul mecanic al motoarelor cu ardere internă

Prof. ing. CONSTANTIN ARAMĂ
Institutul politehnic – București

Cunoașterea valorii exacte a randamentului mecanic este o veche dorință, încă nu complet satisfăcută, a proiectantului și a constructorului de motoare cu ardere internă.

Calculul termic al proceselor din cilindru poate fi condus cu ajutorul metodelor moderne cu o precizie relativ înaltă, ajungînd pînă la coincidența perfectă dintre diagrama reală calculată și cea ridicată cu indicatorul. În modul acesta, calculul termic poate aprecia și predetermina, cu mare exactitate, lucrul mecanic util specific (presiunea medie indicată reală, p_r):

$$p_r = \frac{L_{ur}}{V_s}, \text{ kgf. cm/cm}^3 = \text{kgf/cm}^2, \qquad (1)$$

în care:

L_{ur} este lucrul mecanic util, determinat pe diagrama indicată reală;

V_s — cilindreea unitară.

Lucrul mecanic util (pentru ciclul în patru timpi, cu admisiune normală, fig. 1) se transmite pistonului și este:

$$L_{ur} = L_{r1} - L_{r2}, \qquad (2)$$

în care:

L_{r1} este lucrul mecanic motor (bucla mare a ciclului);

L_{r2} — lucrul mecanic de pompaj (bucla mică a ciclului).

Cum, pentru calculul dimensiunilor fundamentale ale cilindrului (diametrul cilindrului și cursa pistonului) trebuie să se ajungă la determinarea presiunii medii efective p_e, apare necesitatea de a se cunoaște valoarea randamentului mecanic η_m.

În adevăr:

$$p_e = p_r \cdot \eta_m. \qquad (3)$$

Proiectantul este pus în situația de *a alege* valoarea randamentului mecanic din datele încercărilor unor motoare similare. Aceste date nu se bucură de aceeași precizie ca rezultatele calculului termic.

Determinarea experimentală a randamentului mecanic pentru motorul construit nu este de loc o problemă simplă. Mijloacele care stau la dispoziție în acest scop duc la rezultate aproximative, care nu pot fi utilizate decît cu multă prudență la evaluarea presiunii medii efective a motorului proiectat.

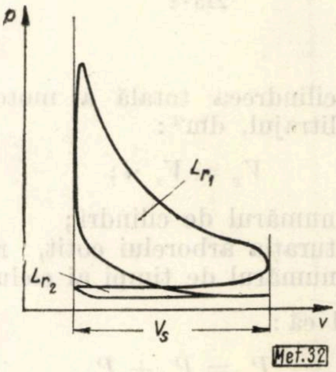


Fig. 1

Pentru constructorul de motoare cu ardere internă, determinarea randamentului mecanic este interesantă, atît în ceea ce privește aprecierea calității execuției motorului construit, cît și pentru tararea acestuia. Astfel, în formulele de corectare a puterii și a consumului specific de combustibil este rațional să se cuprindă și valoarea randamentului mecanic [1], ceea ce conferă o precizie mai mare calculelor de corectare și conduce la un standard valoros pentru menținerea calității execuției.

Interesul deosebit prezentat de cunoașterea randamentului mecanic este, așadar, de primă importanță pentru proiectantul și constructorul de motoare cu ardere internă.

Această problemă spinoasă este legată de componența organică a energiei consumate de motor pentru funcționarea sa și de posibilitățile determinării experimentale a acesteia.

Se ştie că puterea P_c aferentă energiei consumate de motor se compune, în mod normal, din puterea necesară învingerii frecărilor pieselor în mişcare ale motorului P_f, în care se înglobează în general şi pierderile prin ventilaţia acestora (frecarea cu aerul), precum şi din puterea necesară pentru antrenarea mecanismelor auxiliare ale motorului P_a:

$$P_c = P_f + P_a. \tag{4}$$

În cazul cunoaşterii acestor pierderi, se ştie că:

$$\eta_m = \frac{P_e}{P_r} = \frac{P_e}{P_e + P_c} = 1 - \frac{P_c}{P_r}. \tag{5}$$

Puterea indicată reală a motorului este:

$$P_r = \frac{p_r \cdot V_p \cdot n}{225 \cdot \tau}, \text{ CP}, \tag{6}$$

iar puterea efectivă a motorului:

$$P_e = \frac{p_e \cdot V_p \cdot n}{225 \cdot \tau}, \text{ CP}, \tag{7}$$

în care:

V_p este cilindreea totală a motorului sau litrajul, dm³:

$$V_p = V_s \cdot i;$$

i — numărul de cilindri;

n — turaţia arborelui cotit, rot/min;

τ — numărul de timpi ai ciclului.

Dat fiind că:

$$P_r = P_e + P_c \tag{8}$$

şi ţinînd seamă de relaţiile (6) şi (7), este posibil ca P_c să fie exprimat convenţional în acelaşi mod ca P_r şi P_e:

$$P_c = \frac{p_c \cdot V_p \cdot n}{225 \cdot \tau}, \text{ CP}, \tag{9}$$

în care p_c reprezintă presiunea medie echivalentă a consumului propriu de energie al motorului.

Introducînd relaţiile (6), (7) şi (9) în relaţia (8), se obţine:

$$p_r = p_e + p_c, \tag{10}$$

în care p_c este, prin urmare, exprimată ca o parte a presiunii medii indicate reale, destinată acoperirii consumului propriu de energie al motorului.

Ţinînd seamă de componenţa lui P_c din relaţia (4), se obţine din relaţia (8):

$$P_r = P_e + P_c = P_e + P_f + P_a \tag{11}$$

şi corespunzător:

$$p_r = p_e + p_c = p_e + p_f + p_a, \tag{12}$$

în care:

p_f este presiunea medie echivalentă consumului frecărilor;

p_a — presiunea medie echivalentă consumului mecanismelor auxiliare.

Determinarea experimentală a valorilor exacte ale lui P_f trebuie să fie realizată cu motorul *în funcţiune.* Este evident că o astfel de condiţie este imposibil de realizat. Ca atare, singura cale judicioasă rămîne determinarea sa indirectă, împreună cu P_a, pe baza relaţiei (8):

$$P_c = P_f + P_a = P_r - P_e \tag{13}$$

în care P_r se determină din diagrama indicată, iar P_e, la frînă.

Puterea efectivă se poate determina, la cele mai perfecţionate frîne, cu o precizie de circa ± 1%.

Puterea indicată se poate determina cu erori în jurul a ± 2–3% şi aceasta numai cu echipamente şi metode destul de complicate, în care trebuie să se aprecieze şi influenţa dispersiunii ciclice, mai ales la motoarele rapide cu aprindere prin scînteie.

Cum P_c este de cîteva ori mai redusă decît P_r şi P_e, se înţelege că determinarea sa pe această cale conduce la erori relative mari, care pot ajunge şi depăşi ± 30%.

Ca urmare, determinarea puterii P_c şi, implicit, a randamentului mecanic pe singura cale raţional judicioasă nu este de loc recomandabilă.

Rămîne, deci, să se folosească metode experimentale mai puţin complicate ca tehnică operatorie şi care, în acelaşi timp, să nu poată duce la erori cu totul inacceptabile.

Astfel de metode, cu o largă utilizare, sînt „antrenarea" motorului şi „suspendarea succesivă a cilindrilor".

Prima metodă, larg utilizată mai ales cînd încercarea dispune de un banc cu frînă electrică reversibilă, constă în antrenarea motorului fără alimentare cu combustibil, cu ajutorul sursei exterioare de energie, şi în măsurarea — pe această cale — a puterii necesare antrenării motorului cu ardere internă, P_{an}.

Pentru ca energia consumată prin frecări să nu fie profund afectată, este important ca regimul termic al motorului să fie menţinut cît mai aproape de limitele prescrise pentru regimul normal de funcţionare. În lipsa unor indicaţii contrare, nu este permis ca temperatura apei la ieşirea din motor să scadă sub 75°C, iar temperatura uleiului sub 80°C. Aceste condiţii, oarecum severe pentru tehnica încercărilor, sînt justificate prin rezultate experimentale ca acelea obţinute de autor cu un motor cu aprindere prin scînteie, de autobuz, în care se observă (fig. 2) că reducerea temperaturii apei de răcire, la ieşirea din motor, sub cea normală (80°C), duce la creșterea însemnată a energiei consumate pentru antrenarea motorului (exprimată în procente față de aceea necesară pentru antrenarea la 80°C). De asemenea, se observă (fig. 3) că, la temperaturi

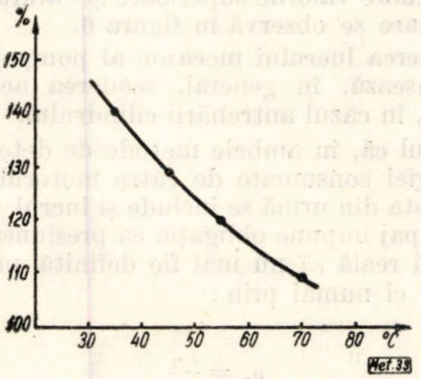


Fig. 2

ale uleiului sub cea normală (90°C), crește energia consumată pentru antrenarea motorului (exprimată în procente față de cea minimă), ca urmare a măririi viscozității uleiului. La depășirea temperaturii normale, energia consumată crește din nou, ca urmare a faptului că filmul de ulei se distruge local (viscozitatea fiind prea redusă), ceea ce antrenează producerea frecării uscate.

Dacă P_a, respectiv p_a, este puțin afectată de către metoda de antrenare, în schimb P_f, respectiv p_f, este influențată sensibil, avînd o valoare simțitor mai redusă în cazul antrenării decît în cazul funcționării motorului. În adevăr, la antrenarea motorului, presiunile gazelor asupra pistonului sînt substanțial mai reduse decît în cazul funcționării. Aceeași situație se reproduce și în spatele segmenților. Ca urmare, frecările sînt corespunzător mai reduse. În figura 4 se arată influența presiunii

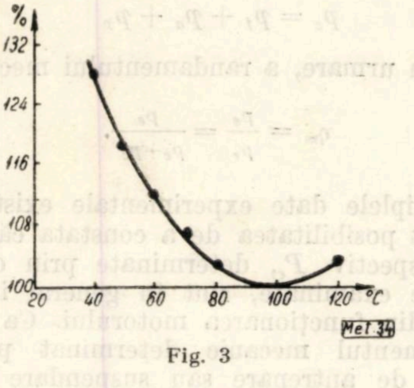


Fig. 3

maxime a gazelor p_{max} asupra presiunii p_c. Se observă că, la scăderea presiunii maxime p_{max}, pierderile prin frecări se reduc la orice turație, producînd micșorarea presiunii p_c.

Este interesant de a arăta că, în plus față de cele observate, la antrenarea motorului, în lipsa arderii, uleiul care formează filmul pe pereții cilindrilor este sensibil mai puțin vîscos, nemai fiind carbonizat sub acțiunea temperaturilor înalte ale flăcării și gazelor arse, ceea ce conduce la reducerea frecărilor.

În metoda suspendării cilindrilor în mod succesiv, se măsoară, pentru o turație dată, momentul motor cu toți cilindrii în funcțiune și cu cîte un cilindru suspendat (prin suspendarea injecției, respectiv a declanșării scînteii electrice).

Se înțelege că această metodă are, față de precedenta, avantajul unei mai reduse modificări a condițiilor de ungere și răcire.

În schimb, în timp ce prin antrenare se poate efectua încercarea la orice turație (deci pe intervalul dintre turația minimă de mers în plină sarcină și turația nominală), domeniul sub turația de moment motor maxim nu se poate investiga prin suspendarea cilindrilor.

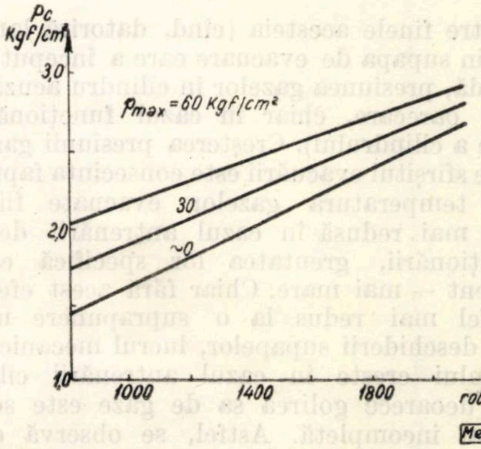


Fig. 4

Este de primă importanță să se remarce faptul că ambele metode încorporează inerent lucrul mecanic de pompaj. În adevăr, la oricare dintre aceste două metode, în cilindrul antrenat procesele decurg așa cum se arată în diagrama din figura 5.

Din această diagramă rezultă că presiunile gazelor sînt mai reduse în destindere decît în comprimare, ca urmare a scăpărilor de gaze din cilindru prin neetanșeități și a efectului răcirii gazelor din cilindru. Așadar, pentru efectuarea comprimării și destinderii, în cilindrul antrenat *se consumă* lucrul mecanic suplimentar cuprins de bucla formată între aceste două evoluții pe diagramă.

Trebuie să se menționeze, în plus, că lucrul mecanic al pompajului la cilindrul antrenat este superior aceluia din cazul cilindrului în funcțiune. Astfel, se observă (fig. 6) că, la un cilindru cu admisiune normală și suprapunerea supapelor relativ redusă, aria diagramei de pompaj a crescut simţitor în cazul antrenării cilindrului. Aceasta se datoreşte unei creşteri vizibil mai accentuate a presiunii gazelor din cilindru pe toată cursa de evacuare şi, mai ales, către finele acesteia (cînd, datorită laminării prin supapa de evacuare care a început să se închidă, presiunea gazelor în cilindru acuză o creştere oarecare, chiar în cazul funcţionării normale a cilindrului). Creşterea presiunii gazelor către sfîrşitul evacuării este consecinţa faptului că temperatura gazelor evacuate fiind sensibil mai redusă în cazul antrenării decît al funcţionării, greutatea lor specifică este — evident — mai mare. Chiar fără acest efect, de altfel mai redus la o suprapunere mai mare a deschiderii supapelor, lucrul mecanic al pompajului creşte în cazul antrenării cilindrului, deoarece golirea sa de gaze este sensibil mai incompletă. Astfel, se observă din figura 6 că, în cazul funcţionării, presiunea în evacuare scade puternic, chiar sub cea exterioară p_0, ca efect al accelerării gazelor de evacuare din momentul deschiderii supapei de evacuare (la o presiune mult superioară celei exterioare). Vitezele mari cîştigate de gazele arse asistă inerţial evacuarea lor din cilindru. La antrenare, evident, acest efect lipseşte şi, ca atare, golirea cilindrului este realizată numai prin deplasarea pistonului, ceea ce face ca presiunea gazelor în cilindru să acuze în cursa de evacuare valorile superioare şi alura crescătoare care se observă în figura 6.

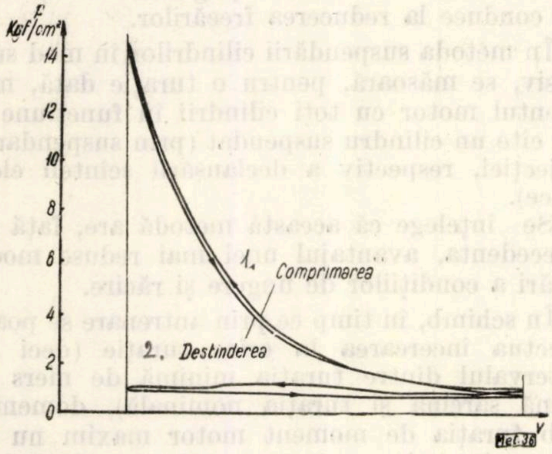


Fig. 5

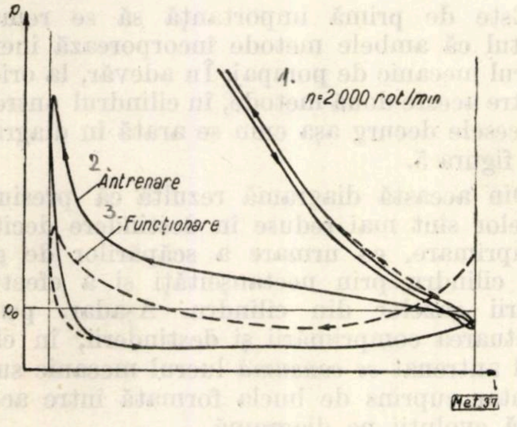


Fig. 6

Creşterea lucrului mecanic al pompajului nu compensează, în general, scăderea aceluia al frecării, în cazul antrenării cilindrului.

Faptul că, în ambele metode de determinare a energiei consumate de către motorul însuşi, în aceasta din urmă se include şi lucrul mecanic de pompaj impune obligaţia ca presiunea medie indicată reală să nu mai fie definită prin relaţia (1), ci numai prin:

$$p_r = \frac{L_{r1}}{V_s} \tag{14}$$

şi să se introducă noţiunea de presiune medie echivalentă pompajului, prin relaţia:

$$p_p = \frac{L_{r2}}{V_s}. \tag{15}$$

În acelaşi sens, relaţia (12) trebuie construită astfel încît să conţină şi componenta p_p:

$$p_r = p_e + p_c = p_e + p_f + p_a + p_p, \tag{16}$$

iar relaţia corespunzătoare (11) pentru puteri, după:

$$P_r = P_e + P_c = P_e + P_f + P_a + P_p. \tag{17}$$

Metodele examinate permit determinarea presiunii medii efective p_e şi a presiunii medii echivalente a consumului propriu de energie al motorului pentru frecări p_f, pentru acţionarea organelor auxiliare p_a şi pentru pompaj p_p:

$$p_c = p_f + p_a + p_p \tag{18}$$

şi, prin urmare, a randamentului mecanic:

$$\eta_m = \frac{p_e}{p_r} = \frac{p_e}{p_e + p_c}. \tag{19}$$

Multiplele date experimentale existente au înlesnit posibilitatea de a constata că valorile p_c, respectiv P_c, determinate prin cele două metode examinate, sînt în general inferioare celor din funcţionarea motorului. Ca urmare, randamentul mecanic determinat prin metodele de antrenare sau suspendare este, în general, superior celui real, de unde rezultă că randamentul mecanic, astfel determinat, trebuie privit drept *convenţional* şi, ca atare, utilizarea valorilor sale în calcule trebuie condusă cu prudenţa de rigoare.

Se înțelege că p_a, respectiv P_a, depind valoric în mare măsură de mecanismele și de organele auxiliare cu care este echipat motorul în condițiile încercării. De asemenea, valorile p_e, respectiv P_e, depind de prezența sau de absența filtrului de aer în componența sistemului de admisiune în timpul încercărilor. Rezultă de aici necesitatea de a se indica în ce condiții de echipare a motorului se determină randamentul mecanic. În această ordine de idei, nu este lipsit de interes de a aminti că GOST 491—55 pentru încercarea pe banc a motoarelor de automobile și tractoare acordă libertatea examinării motorului atît cu toate echipamentele auxiliare, cît și fără acestea, cu obligația însă a menționării alternativei folosite.

Prin echipamente auxiliare se înțeleg acele echipamente a căror lipsă nu influențează funcționarea normală a motorului (de exemplu, ventilatorul, electrogeneratorul, compresorul de aer, amortizorul de zgomote).

În orice caz trebuie menținute echipamentele de bază. Acestea sînt echipamentele a căror lipsă pretinde fie modificarea reglărilor motorului (de exemplu, filtrul de aer, pompa sau suflanta de baleiaj etc.), fie completarea instalației cu agregate care sînt incluse în motor și fără de care acesta nu poate funcționa normal (de exemplu, pompa de apă, pompa de ulei etc.).

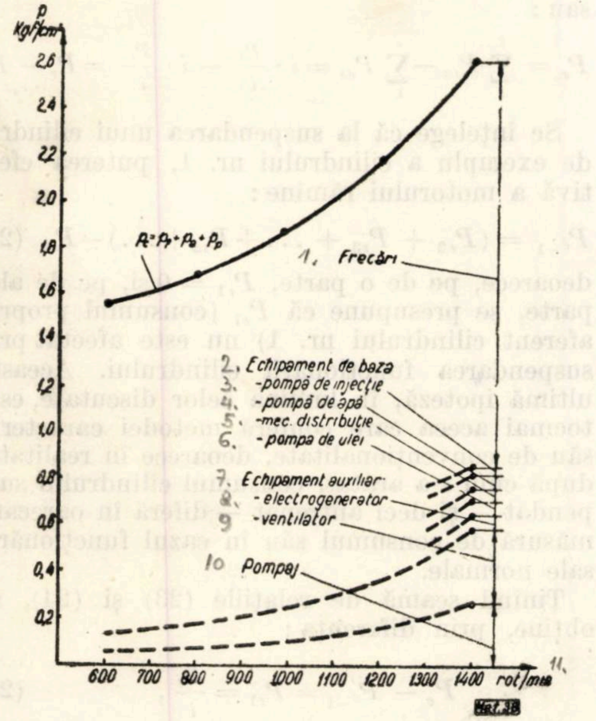


Fig. 7

Recomandările SAE pentru motoarele de automobile permit folosirea oricăror echipamente auxiliare, cu obligația menționării lor.

Recomandările SAE pentru motoarele cu benzină sub 6 CP pretind ca motoarele să fie încercate cu filtrul de aer, cu amortizorul de zgomote, cu electrogeneratorul și cu ventilatorul, în general cu toate echipamentele care influențează puterea echivalentă a energiei consumate de către motor.

Recomandările DIN 70020, pentru încercările motoarelor de automobile, cer ca acestea să fie echipate la încercări cu toate echipamentele auxiliare.

În acest spirit sînt întocmite și recomandările altor standarde pentru încercările motoarelor.

Este evident, deci, că valorile randamentelor mecanice, determinate în împrejurări diferite de echipare, vor fi și ele corespunzător diferite. Datele literaturii nu precizează, de multe ori, în ce condiții de echipare au fost obținute.

Componența p_c, respectiv P_c, variază în funcție de tipul motorului și de regimul său funcțional.

Astfel, în figura 7 se arată componența P_c pentru motorul KD-35, prin prelucrarea datelor experimentale ale MIMESH [2] după metoda de antrenare, pompajul fiind determinat de pe diagrama indicată. Din aceste date reiese, pentru turația de 1 400 rot/min, următoarea componență :

— Frecările în mecanismul bielă-manivelă (inclusiv pistonul cu segmenții)	10,50 CP...	74,0 %
— Acționarea echipamentelor de bază (mecanismul de distribuție, pompa de injecție, pompa de ulei, pompa de apă)	1,19 CP....	8,3 %
— Acționarea echipamentelor auxiliare :		
ventilatorul cu transmisia sa	2,18 CP...	15,4 %
electrogeneratorul cu transmisia sa	0,33 CP....	2,3 %
Total :	14,20 CP...	100,0 %

Se observă că cea mai mare parte a consumului propriu este datorită frecărilor.

La același regim (1 400 rot/min și plină sarcină), consumul pompajului este de 1,55 CP, adică de același ordin de mărime cu cel pentru acționarea echipamentelor de bază.

În figura 8 se arată componența p_c, în funcție de turație, pentru un motor cu aprindere prin comprimare. Încercările au permis stabilirea frecărilor cu motorul antrenat atît fără chiulasă, deci fără influența presiunii gazelor asupra pistonului, cît și cu chiulasa montată, deci inclusiv această influență. Ca urmare, s-au putut determina :

$p_f' + p_a$ fără influența presiunii gazelor din cilindru (curba *2*), din care s-au detașat frecările pistonului cu segmenții săi (curba *3*) ;

$p_f + p_a + p_p$ cu chiulasa montată (curba *1*), deci cu influența presiunii variabile a gazelor din cilindru asupra frecărilor, precum și cu participarea pompajului.

Pentru motoarele de mare putere cu aprindere prin scînteie componenţa poate fi dată în procente din puterea totală P_c după cum urmează [3]:

— frecarea pistonului, inclusiv segmenţii	45—65 %;
— frecarea în cuzineţii bielelor şi ai arborelui cotit	5—10 %;
— antrenarea echipamentelor de bază	10—20 %;
— pompajul	10—15 %.

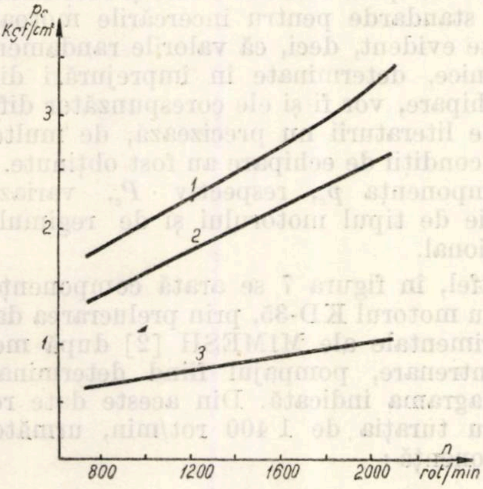


Fig. 8

Componenţa P_c pentru motoarele cu aprindere prin scînteie, cu carburator, pentru automobile, este ilustrată în figura 9. Se observă că frecările segmenţilor au rolul cel mai important.

Procedînd prin antrenare la turaţia dată la care motorul în funcţionare ar acuza puterea P_e, puterea aferentă consumului propriu al motorului P_{an} fiind măsurată la frînă, randamentul mecanic convenţional se determină din:

$$\eta_m = \frac{P_e}{P_e + P_{an}} \quad (20)$$

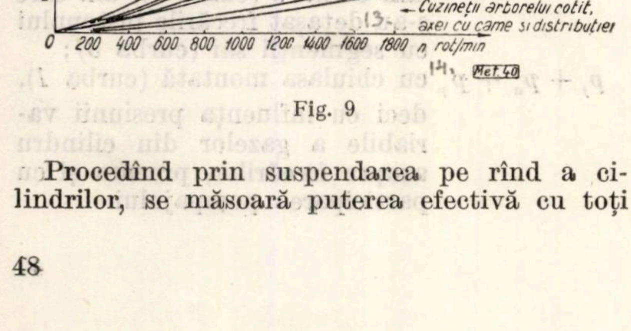


Fig. 9

Procedînd prin suspendarea pe rînd a cilindrilor, se măsoară puterea efectivă cu toţi cilindrii P_e la turaţia dată şi apoi puterea efectivă cu cîte un cilindru suspendat.

Dacă:

P_e este puterea efectivă a motorului cu toţi cilindrii în funcţiune la turaţia dată;

P_r — puterea indicată reală a motorului cu toţi cilindrii în funcţiune;

P_c — puterea echivalentă consumului propriu al motorului cu toţi cilindrii în funcţiune;

P_{e-x} — puterea efectivă a motorului, la turaţia dată, cu cilindrul numărul x suspendat;

i — numărul cilindrilor motorului;

şi dacă se presupune că puterile indicate ale cilindrilor, precum şi puterile corespunzătoare consumului de energie sînt egale:

$$P_{r1} = P_{r2} = P_{r3} = \ldots = P_{rx} = \ldots = \frac{P_r}{i}, \quad (21)$$

$$P_{c1} = P_{c2} = P_{c3} = \ldots = P_{cx} = \ldots = \frac{P_c}{i}, \quad (22)$$

atunci:

$$P_e = (P_{r1} + P_{r2} + P_{r3} + \ldots + P_{rx} + \ldots) - (P_{c1} + P_{c2} + P_{c3} + \ldots + P_{cx} + \ldots) \quad (23)$$

sau:

$$P_e = \sum_1^i P_{rx} - \sum_1^i P_{cx} = i \cdot \frac{P_r}{i} - i \cdot \frac{P_c}{i} = P_r - P_c. \quad (23a)$$

Se înţelege că la suspendarea unui cilindru, de exemplu a cilindrului nr. 1, puterea efectivă a motorului rămîne:

$$P_{e_{-1}} = (P_{r2} + P_{r3} + \ldots + P_{rx} + \ldots) - P_c, \quad (24)$$

deoarece, pe de o parte, $P_{r1} = 0$ şi, pe de altă parte, se presupune că P_{c1} (consumul propriu aferent cilindrului nr. 1) nu este afectat prin suspendarea funcţionării cilindrului. Această ultimă ipoteză, în lumina celor discutate, este tocmai aceea care conferă metodei caracterul său de convenţionalitate, deoarece în realitate, după cum s-a arătat, consumul cilindrului suspendat — şi deci antrenat — diferă în oarecare măsură de consumul său în cazul funcţionării sale normale.

Ţinînd seamă de relaţiile (23) şi (24), se obţine, prin diferenţa:

$$P_e - P_{e_{-1}} = P_{r1} = \frac{P_r}{i}, \quad (25)$$

tocmai puterea indicată a cilindrului respectiv.

Realizînd toate diferenţele:

$$\sum_1^i (P_e - P_{e_{-x}}) = \sum_1^i P_{rx} = P_r \quad (26)$$

se obţine, prin urmare, tocmai puterea indicată a motorului. Aşadar puterea convenţională echivalentă consumului propriu al motorului este:

$$P_c = \sum_1^i (P_e - P_{e_{-x}}) - P_e, \qquad (27)$$

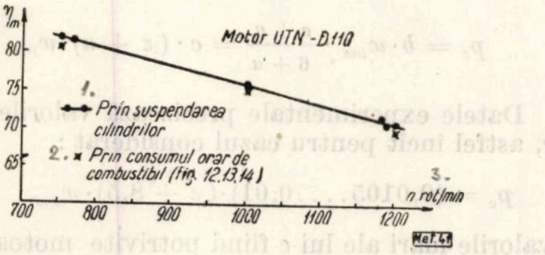


Fig. 10

iar randamentul mecanic convenţional este:

$$\eta_m = \frac{P_e}{\sum_1^i (P_e - P_{e_{-x}})} \cdot \qquad (28)$$

Încercarea, de către autor, pe această cale a motorului UTN-D 110, cu aprindere prin comprimare, cu patru cilindri în patru timpi, a condus la rezultatele ilustrate în figura 10. Pe bancul de probe motorul a fost echipat cu toate echipamentele sale normale (inclusiv ventilatorul şi radiatorul) din exploatare.

Pentru motoarele cu aprindere prin comprimare este interesant, de cîte ori este posibil, de a se confrunta metoda determinării randamentului mecanic convenţional prin suspendare sau antrenare cu aceea pe care o oferă caracteristica de consum orar de combustibil în funcţie de sarcină, la turaţie constantă.

Se ştie (fig. 11) că extrapolarea consumului orar de combustibil, după linia punctată, determină la intersecţia cu axa absciselor puterea corespunzătoare consumului propriu al motorului P_c.

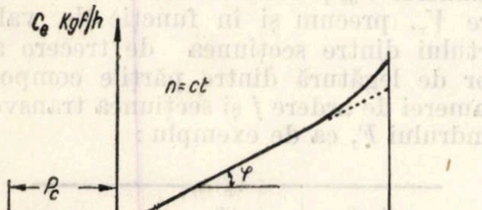


Fig. 11

Această metodă pretinde, evident, ca variaţia consumului orar de combustibil cu sarcina să acuze, cel puţin la sarcini parţiale, spre mersul în gol, o alură liniară.

Cum motorul cu aprindere prin scînteie cu carburator nu se bucură de această proprietate, deoarece la sarcini reduse (obturări mari ale admisiunii) randamentul termic se înrăutăţeşte sensibil, el nu poate beneficia de aplicarea acestei metode.

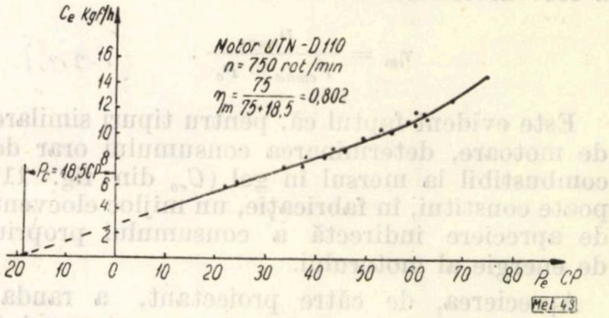


Fig. 12

Cum (fig. 11):

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{C_e}{P_e} = c_e \ , \qquad (29)$$

se vede că unghiul φ este o măsură a economicităţii motorului.

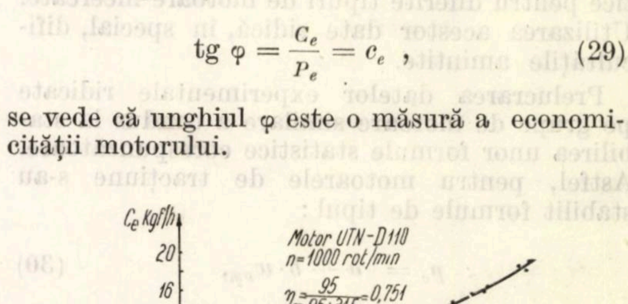


Fig. 13

Înrăutăţirea cunoscută a economicităţii motorului cu aprindere prin comprimare la sarcini mari şi suprasarcină se ilustrează, după cum se vede, prin creşterea unghiului φ.

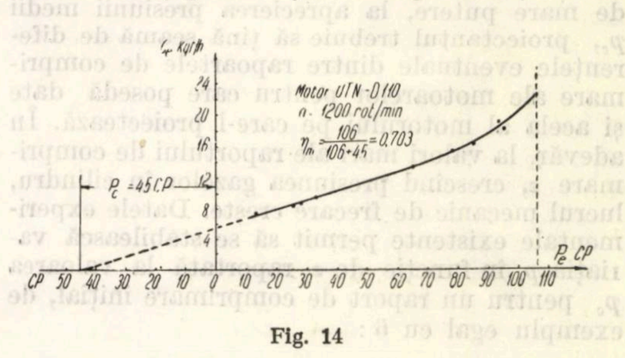


Fig. 14

Determinarea, pe această cale, a puterilor P_c pentru motorul UTN-D 110 de către autor, la trei turaţii diferite, este arătată în figurile 12, 13 şi 14. Se observă o bună coincidenţă a datelor obținute pe această cale cu acelea obținute prin metoda suspendării cilindrilor la același motor (fig. 10).

Randamentul mecanic în plină sarcină P_{emax} a fost determinat cu formula:

$$\eta_m = \frac{P_{emax}}{P_{emax} + P_c}. \qquad (29a)$$

Este evident faptul că, pentru tipuri similare de motoare, determinarea consumului orar de combustibil la mersul în gol (C_{eo} din fig. 11) poate constitui, în fabricație, un mijloc elocvent de apreciere indirectă a consumului propriu de energie al motorului.

Aprecierea, de către proiectant, a randamentului mecanic — respectiv p_c — întîmpină dificultățile menționate și ca atare trebuie făcută cu mare atenție. În acest scop, literatura de specialitate pune la dispoziția celor interesați o serie de date experimentale statistice pentru diferite tipuri de motoare încercate. Utilizarea acestor date ridică, în special, dificultățile amintite.

Prelucrarea datelor experimentale ridicate pe grupe de motoare similare a condus la stabilirea unor formule statistice corespunzătoare. Astfel, pentru motoarele de tracțiune s-au stabilit formule de tipul:

$$p_c = a + b \cdot w_{pm}, \qquad (30)$$

în care a și b au valori diferite pentru tipurile diferite de motoare, iar w_{pm} este viteza medie a pistonului la turația considerată n. Deoarece, atunci cînd în cursul calculului de proiectare este necesară cunoașterea valorii p_c, în general, nu se poate aprecia încă viteza medie a pistonului, cursa acestuia nefiind încă cunoscută, formulele de tipul relației (30) se stabilesc în forma:

$$p_c = a + c \cdot n. \qquad (31)$$

Pentru motoarele cu aprindere prin scînteie, de mare putere, la aprecierea presiunii medii p_c, proiectantul trebuie să țină seamă de diferențele eventuale dintre rapoartele de comprimare ale motoarelor pentru care posedă date și acela al motorului pe care-l proiectează. În adevăr, la valori mari ale raportului de comprimare ε, crescînd presiunea gazelor în cilindru, lucrul mecanic de frecare crește. Datele experimentale existente permit să se stabilească variația p_c în funcție de ε, raportată la valoarea p_c pentru un raport de comprimare inițial, de exemplu egal cu 6:

$$p_c = (p_c)_{\varepsilon=6} \cdot \frac{\varepsilon + a}{6 + a}, \qquad (32)$$

în care a este determinat valoric prin prelucrarea datelor experimentale.

Putînd pune deci:

$$(p_c)_{\varepsilon=6} = b \cdot w_{pm}, \qquad (33)$$

similar relației (30), în care b este determinat din aceleași date, din relațiile (32) și (33) rezultă:

$$p_c = b \cdot w_{pm} \cdot \frac{\varepsilon + a}{6 + a} = c \cdot (\varepsilon + a) \cdot w_{pm}. \qquad (33a)$$

Datele experimentale precizează valorile a și c, astfel încît pentru cazul considerat:

$$p_c = (0{,}0105 \ldots 0{,}01) \cdot (\varepsilon + 8{,}5) \cdot w_{pm}, \qquad (34)$$

valorile mari ale lui c fiind potrivite motoarelor cu 6 cilindri, iar cele mici, celor cu 12 cilindri.

Pentru p_c corespunzătoare motoarelor rapide cu aprindere prin comprimare, în patru timpi, se constată o deosebire sensibilă între motoarele cu camere de ardere unitare (injecție directă) și cele cu camera de ardere împărțită. Diferența apare ca urmare atît a valorilor diferite ale presiunilor gazelor exercitate asupra pistonului, cît și a consumului diferit de energie pentru circularea gazelor în cilindru (în funcție de modul și de gradul de organizare a mișcărilor dirijate ale gazelor) și între părțile componente ale camerei de ardere.

Pentru aceste motoare s-au stabilit formule de tipul relației (30), în care pentru a și b se indică [5] valorile:

$$a = 1{,}05;$$

$$b = 0{,}12,$$

valabile în cazul injecției directe (camere de ardere unitare).

Pentru motoarele cu camere de ardere împărțite, în relațiile similare, b ia valori diferite în funcție de valoarea raportului dintre volumul antecamerei V_{ac} și volumul total al camerei de ardere V_c, precum și în funcție de valoarea raportului dintre secțiunea de trecere a orificiilor de legătură dintre părțile componente ale camerei de ardere f și secțiunea transversală a cilindrului F, ca de exemplu:

V_{ac}/V_c %	f/F %	b
30	0,38	0,156
75	1,9	0,138

Pentru motorul rapid cu aprindere prin comprimare, luarea în considerare a dimensiunilor sale și a trăsăturilor sale funcționale a dus [6] la stabilirea unei relații de tipul:

$$p_c = 1{,}25 + 0{,}1 \cdot w_{pm} - 1{,}1 \cdot \lg V_p + \Delta, \qquad (34a)$$

în care:	Δ
injecţie directă	0 ;
cameră separată de turbulenţă	0,2 ;
cameră cu rezervă de aer	0,7 ;
cameră separată de preardere	0,8.

Ţinîndu-se seamă de influenţa însemnată a raportului dintre cursa pistonului S şi diametrul cilindrului D, pentru motoarele moderne cu aprindere prin scînteie, de automobile, s-au obţinut relaţii de tipul:

$$p_c = 0,247\,(S/D)^{\frac{1}{2}} + 0,488\cdot 10^{-3}.(S/D)^{\frac{1}{2}}\cdot n, \tag{35}$$

aplicabile numai pentru motoarele cu carburator în plină sarcină (obturatorul complet deschis).

Luarea în seamă, pentru acelaşi tip de motoare, a presiunii gazelor la finele comprimării p_{comp}, a raportului dintre presiunea maximă a gazelor în ciclul de funcţionare şi p_{comp} (r), a raportului de comprimare ε, a greutăţii pieselor în mişcare de translaţie G, a vitezei medii a pistonului w_{pm}, a numărului de cilindri i

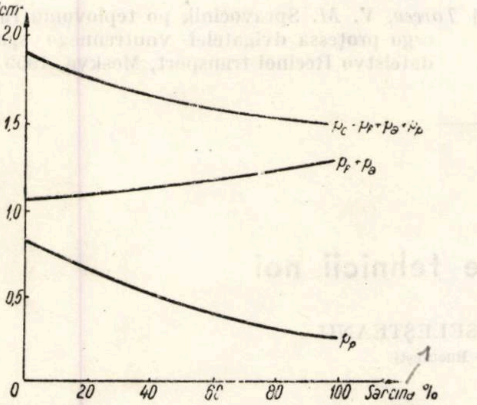


Fig. 15

şi a cilindreei totale V_p, a permis [4] determinarea relaţiei:

$$p_c = 10^{-4}\left[p_{comp}\,(1,18\cdot r + 1)\,(334 - 22,5\,\varepsilon) + \right.$$
$$\left. + \frac{49\cdot G\cdot w^2{}_{pm}\cdot i}{V_p}\right]. \tag{36}$$

Utilizarea relaţiilor precedente pentru aprecierea lui p_c este limitată la regimul de plină sarcină. În adevăr, la motoarele cu carburator, experienţa dovedeşte (fig. 15) că, prin antrenare, p_p acuză o creştere însemnată la reducerea sarcinii. Se observă, de asemenea, că pierderile prin frecări nu sînt tocmai invariabile la modificarea sarcinii (aşa cum se presupune în general). Ca urmare, p_c variază în modul arătat la variaţiile sarcinii.

Este interesant de menţionat faptul că p_p determinată prin antrenare este mult superioară aceleia de la funcţionarea motorului. În figura 16, *a* se arată diagrama de pompaj la sarcină parţială a unui motor cu carburator, în funcţiune, în care:

de este deschiderea supapei de evacuare;
da — deschiderea supapei de admisiune;
îse — închiderea supapei de evacuare;
îsa — închiderea supapei de admisiune.

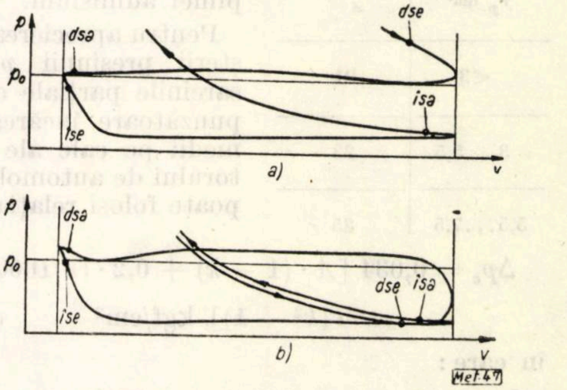


Fig. 16

În figura 16, *b* se arată diagrama de pompaj a aceluiaşi motor, în acelaşi regim de deschidere a obturatorului şi de turaţie, dar antrenat. Se observă că momentul deschiderii supapei de evacuare, *dse*, găseşte gazele din cilindru la o presiune foarte redusă, deoarece destinderea este aproape confundată cu comprimarea. Prin urmare, la deschiderea supapei de evacuare, gazele din colectorul de evacuare, care se găsesc la o presiune apropiată de cea exterioară p_0, pătrund în cilindru. Ca rezultat, aria diagramei de pompaj creşte substanţial (cu aproape 90% faţă de cazul precedent).

În figura 17 se arată variaţiile p_p în funcţie de sarcină pentru motorul în funcţiune şi pentru motorul antrenat.

La motoarele cu aprindere prin comprimare, fără obturarea admisiunii la reducerea sarcinii, p_p rămîne practic constant la variaţiile sarcinii. Cum p_f scade în oarecare măsură la reducerea sarcinii, p_c acuză aceeaşi dependenţă, deoarece nu mai există efectul compensator al creşterii p_p (ca în figura 15 pentru motorul cu carburator).

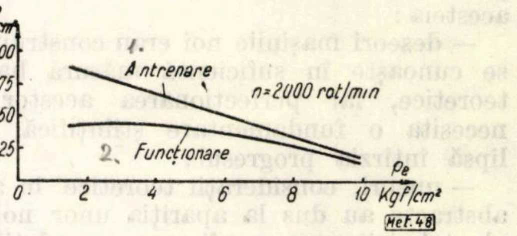


Fig. 17

În concluzie, p_c determinată prin metodele experimentale analizate acuză, la reducerea sarcinii, o creștere pentru motorul cu carburator și o reducere pentru motorul cu injecție. În primul caz creșterea este cu mult mai mare în antrenare decît în funcționare, ceea ce poate duce la erori importante în aprecierea randamentului mecanic cu datele corespunzătoare plinei admisiuni.

V_p, dm³	A
<3	21
3...5,5	23
5,5...7,5	25

Pentru aprecierea creșterii presiunii p_c, la sarcinile parțiale corespunzătoare încărcărilor medii pe cale ale motorului de automobil, se poate folosi relația :

$$\Delta p_c = 0{,}034\,[A \cdot (1 - k) + 0{,}2 \cdot (n/1000)^2 \cdot (k^2 - 1)],\ \mathrm{kgf/cm^2} \qquad (36a)$$

în care :

k este coeficientul de sarcină la turația n (raportul dintre puterea efectivă la sarcina parțială considerată și puterea efectivă maximă la aceeași turație) ;

A este o mărime dependentă de cilindreea totală V_p.

Cu toată bogăția datelor experimentale existente, proiectantului îi lipsește, încă, o metodă de apreciere prin calcul a randamentului mecanic al motorului cu ardere internă pe care îl proiectează, prin urmare o metodă suficient de exactă și bazată cît mai puțin pe date arbitrare.

Bibliografie

[1] *Aramă, C.* Corectarea caracteristicilor motoarelor cu ardere internă, Metalurgia și Construcţia de mașini 1961, nr. 5.

[2] *Boltinski, V. N.* Motoare de tractoare și automobile, Editura tehnică, 1955.

[3] *Maslennikov, M. M.* și *Rapiport, M. S.* Aviaţionnîe porşnevîie dvigateli. Gosudarstvennoe izdatelstvo oboronoi promîşlennosti, Moskva, 1951.

[4] *Kakueviţki, V. A.* Avtomobilnaia i traktornaia promîşlennosti, 1952, nr. 10.

[5] *Briling, N. R.*, ș.a. Bîstrohodnîe Dizeli, Maşghiz, Moskva, 1951.

[6] *Tareev, V. M.* Spravocinik po teplovomu rascetu rabocego proţessa dvigatelei vnutrennego sgoraniia, Izdatelstvo Recinoi transport, Moskva, 1959.

CZ 62.001.6 :53

Bazele științifice ale tehnicii noi

Prof. ing. ALEXANDRU SELEŞTEANU
Institutul politehnic – București

Construirea socialismului, satisfacerea nevoilor materiale și culturale ale oamenilor muncii pot fi realizate prin creșterea necontenită a productivității muncii, care se obține prin introducerea și dezvoltarea planificată a tehnicii noi în toate domeniile de activitate economică și în special în ramura construcțiilor de mașini.

Privind retroactiv dezvoltarea tehnicii, se pot constata cîteva aspecte caracteristice ale acesteia :

— deseori mașinile noi erau construite fără a se cunoaște în suficientă măsură bazele lor teoretice, iar perfecționarea acestor mașini necesita o fundamentare științifică, a cărei lipsă întîrzia progresul ;

— uneori, considerații teoretice în aparență abstracte au dus la apariția unor noi ramuri ale tehnicii, care confirmau speculațiile științifice și care au modificat nu numai condițiile de viață, ci și concepțiile asupra fenomenelor naturii.

În ambele cazuri se desprinde o constatare fundamentală : numai prin îmbinarea armonioasă a aspectelor tehnice și științifice se poate asigura progresul rapid. Această îmbinare este necesară și pentru introducerea tehnicii noi, spre a se evita defecțiunile, pagubele materiale și fluctuațiile de concepție și pentru a se putea asigura un progres continuu și planificat.

Fundamentarea științifică a tehnicii este deseori neglijată de către realizatorii noilor mașini, datorită aparatului matematic complicat folosit de oamenii de știință. Lăsînd la o parte faptul că aparatul matematic folosit este sau nu întodeauna adecvat problemei cercetate, se poate constata că principiile care stau la baza noilor descoperiri sînt în majoritatea cazurilor simple, iar cunoașterea lor aprofundată permite obținerea de rezultate calitative și cantitative care ajută pe constructorul de mașini în munca sa de creație.

I. Principii și metode

Principiile simple general valabile și metodele de cercetare științifică adecvate sînt redate sistematizat în tabela 1.

Tabela 1

Principiul	Metodele
Similitudinea	Analiza dimensională Structura formei (scalari, vectori, tensori) Simetria (spaţiul, timpul) Reciprocitatea şi dualitatea
Sinteza	Interpolarea Generalizarea (extrapolarea, exagerarea, paradoxurile) Analogiile
Optimalizarea	Invarianţii vectoriali şi tensoriali Stabilitatea şi valorile proprii Efectele contrarii şi valorile optime
Structura discretă	Viteza finită de propagare a efectului (întîrzierea legată de disipaţia de energie) Limita de sensibilitate a acţiunii

Aplicarea acestor principii şi metode cuprinde toate domeniile de cercetare ştiinţifică. Ilustrarea lor prin cîteva exemple speciale va înlesni înţelegerea şi va putea ajuta la stabilirea metodelor operative de lucru, care îşi pot găsi domenii de utilizare în tehnica nouă, desfiinţînd astfel graniţa dintre cercetarea ştiinţifică şi realizarea practică a maşinilor noi.

II. Analiza dimensională

Faptul că o relaţie fizică trebuie cercetată din punct de vedere dimensional îşi găseşte aplicaţii multiple în diferitele domenii ale tehnicii, pentru uşurarea cercetării şi experimentării. Ca domenii mai cunoscute se pot cita : mişcarea fluidelor reale şi transmisia de căldură.

Metodic, precizînd mărimile care influenţează fenomenul în cauză, se obţin condiţiile restrictive pe care relaţia trebuie să le satisfacă.

Aceste condiţii se exprimă cu ajutorul criteriilor adimensionale. Pentru cuprinderea mai largă a fenomenului se poate recomanda combinarea metodei formale cu consideraţiile fizice elementare.

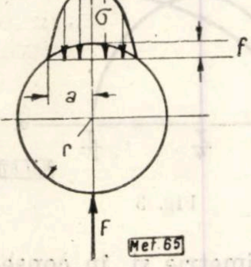


Fig. 1

Cauza solicitării si deformaţiei	Efectul produs	Criteriile funcţionale
F, kgf	σ, $\frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ f, mm	r, mm E, $\frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$

Astfel, pentru presiunea pe o bilă reprezentată schematic în figura 1 se poate întocmi tabela de mărimi indicată în legenda figurii 1.

Din punct de vedere dimensional sînt corecte următoarele relaţii :

$$\frac{\sigma}{E} = \varphi\left(\frac{F}{Er^2}\right);$$

$$\frac{f}{r} = \psi\left(\frac{F}{Er^2}\right),$$

în care φ şi ψ sînt funcţii oarecare ale criteriului adimensional cauzal $\frac{F}{Er^2}$.

Ţinînd seamă de relaţiile elementare general valabile pentru forţe şi deformaţii :

$$F = \frac{2}{3}\sigma\pi a^2;$$

$$a^2 = 2fr$$

şi eliminînd valoarea a^2, se obţine condiţia :

$$\varphi \cdot \psi = \frac{3}{4\pi}\frac{F}{Er^2}.$$

Rezultă că funcţiile φ şi ψ trebuie să aibă expresiile :

$$\frac{\sigma}{E} = c\left(\frac{F}{Er^2}\right)^n;$$

$$f = \frac{3}{4\pi c}\left(\frac{F}{Er^2}\right)^{1-n},$$

în care c şi n sînt două constante. Pentru determinarea acestora este nevoie de o relaţie între deformaţii şi solicitări.

Criteriile adimensionale pot fi folosite pentru studiul fenomenelor legate de măsurarea diferitelor mărimi, precum şi de reglajul maşinilor sau instalaţiilor. Ele pot servi şi pentru aprecierea diferitelor materiale, fenomene şi maşini.

Pornind de la mărimile de bază :

t — timpul ;
l — lungimea ;
F — forţa ;
T — temperatura,

se pot dezvolta mărimile derivate sau combinate :

$\frac{1}{t} = n$ — turaţia, frecvenţa ;
$l^2 = A$ — suprafaţa ;
$l^3 = V$ — volumul ;
$\frac{1}{T} = \alpha$ — coeficientul de dilatare ;
$\frac{l}{t} = v$ — viteza ;
$\frac{l}{t^2} = a$ — acceleraţia ;

$\frac{l^3}{t} = \dot{V}$ — debitul ;

$\frac{F}{l} = c$ — elasticitatea

$\frac{F}{l^2} = p, \sigma, \tau$ — eforturile unitare ;

$\frac{F}{l^3} = \gamma$ — greutatea specifică ;

$F \cdot l = L,\ Q$ — lucrul mecanic, cantitatea de căldură ;

$\frac{Fl}{t} = P$ — puterea ;

$\frac{Ft^2}{l} = m$ — masa ;

$\frac{Ft}{l^2} = \eta$ — viscozitatea ;

$\frac{Q}{l^3 T} = c$ — căldura specifică ;

$\frac{Q}{ltT} = \lambda$ — conductibilitatea ;

$\frac{Q}{l^2 t T} = \alpha$ — coeficientul de convecţie.

Criteriile adimensionale se pot forma prin raporturi între diferite mărimi de aceleaşi dimensiuni.

III. Analiza formei

Limitîndu-se la problemele din domeniul mecanicii, diferitele mărimi pot fi grupate în categorii (tabela 2). În această tabelă s-au notat cu indicele 0 constantele universale legate de structura discretă a spaţiului şi timpului ; $E_{mişc}$ şi E_{poz} sînt energiile de mişcare (cinetice) şi de poziţie (potenţiale), iar S acţiunea.

Tabela 2

	Mărimile independente	Funcţiile
Scalarii	$t,\ t_0$	$S,\ S_0 = h, E_{mişc}, E_{poz},\ m$
Vectorii	$l,\ l_0$	$v,\ v_0 = c, F$

Pentru a putea întocmi relaţii corecte din punct de vedere structural trebuie să se analizeze operatorii liniari şi efectele lor asupra scalarilor şi vectorilor.

Se pot deosebi următorii operatori liniari :

$$\frac{\partial}{\partial t},\quad \frac{\partial}{\partial l} = \nabla\ ;\quad \frac{\partial^2}{\partial t^2}\ ;\quad \frac{\partial^2}{\partial l^2} = \nabla^2\ ;\quad \frac{\partial^2}{\partial t\, \partial l} = \frac{\partial^2}{\partial l\, \partial t}.$$

Se observă că operatorii $\frac{\partial}{\partial t}$, $\frac{\partial^2}{\partial t^2}$, $\frac{\partial^2}{\partial l^2}$ nu modifică forma mărimii (scalarul rămîne scalar, iar vectorul — vector), pe cînd operatorii $\frac{\partial}{\partial l}$ şi $\frac{\partial^2}{\partial t\, \partial l}$ schimbă forma (scalarul se transformă în vector, iar vectorul în scalar). Totodată, transformarea vectorului în scalar se realizează prin ridicarea vectorului la pătrat.

Ţinînd seamă de aceste reguli şi de dimensiunile corecte ale relaţiilor, se pot întocmi ecuaţiile de bază ale mecanicii :

$$\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}(m\,v) = F\ ;$$

$$\frac{\mathrm{d}S}{\mathrm{d}t} = -E_{mişc}\ ;$$

$$\frac{\mathrm{d}S}{\mathrm{d}l} = m\,v.$$

IV. Simetria

Fixarea condiţiilor de simetrie permite simplificarea rezolvării unor probleme şi verificarea relaţiilor din punct de vedere principial.

Dacă se consideră o placă plană supusă unui curent de fluid (fig. 2), se ştie că asupra ei acţionează o forţă portantă F. Aplicînd principiul simetriei, se constată uşor că forţa F trebuie să îndeplinească următoarele condiţii :

$$F(-\alpha) = -F(\alpha)\ ;$$

$$F(0) = F\left(\frac{\pi}{2}\right) = 0.$$

Pentru a putea satisface aceste condiţii, dependenţa între forţă şi poziţia plăcii trebuie să fie :

$$F = \Sigma\, c_n \cdot \sin 2\, n\, \alpha.$$

Premisa uzuală în aerodinamică — valabilă pentru înclinaţiile mici :

$$F = c' \cdot \sin\alpha$$

nu satisface condiţiile de simetrie şi, în consecinţă, este principial incorectă. În locul ei s-ar putea reflecta la folosirea ecuaţiei aproximativ corecte :

$$F = 2\, c_1 \cos\alpha . \sin\alpha,$$

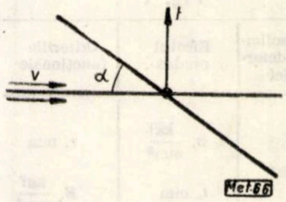


Fig. 2

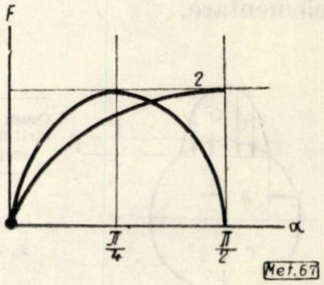


Fig. 3

ceea ce la unghiuri mici cu $2\,c_1 \cos\alpha = c'$ corespunde, dar numai formal, premisei clasice. Reprezentarea grafică (fig. 3) ilustrează mai bine aceasta. Curba *1* redă relația corectă pentru dependența între forța portantă și poziția plăcii, pe cînd curba *2* reprezintă relația clasică, incorectă principial, deoarece duce la forța portantă maximă atunci cînd $\alpha = \frac{\pi}{2}$.

V. Reciprocitatea și dualitatea

Principiul reciprocității este de real folos pentru calculele teoretice și tehnice. Forma lui de bază este :

$$F_{12} + F_{21} = 0,$$

adică forțele reciproce exercitate de un corp asupra altuia sînt egale ca mărime și au direcții opuse. Corelînd forțele cu deformțiile, acestui principiu i se poate da forma tehnică :

$$f_{12} = f_{21}.$$

Deformația în punctul *1*, produsă de o forță aplicată în punctul *2* pe direcția acesteia, este egală cu deformația în punctul *2*, produsă de o forță aplicată în punctul *1* pe direcția acestei forțe.

Dualitatea, mult discutată în ultimii ani în legătură cu noțiunile de bază ale mecanicii cuantice, apare ca o consecință directă a structurii discrete. Astfel, dacă în locul ecuației diferențiale se folosește o ecuație cu diferențe finite :

$$y(x + a) - y(x) = f(x),$$

soluția acestei ecuații se compune din doi factori :

$$y(x) = \varphi(x) + \psi(x);$$

din care primul — $\varphi(x)$ — este o funcție oarecare, iar cel de-al doilea — $\psi(x)$ — este o funcție periodică, cu perioada a.

VI. Interpolarea

Este simplu de analizat teoretic cazurile speciale ale unei fenomen complex. O judicioasă interpolare între aceste cazuri permite obținerea unei relații general valabile, care uneori aduce și aspecte noi.

Instructivă este interpolarea efectuată de marele fizician Max Planck pentru radiația corpurilor, care a dus la dezvoltarea fizicii cuantice. Cîteva exemple tehnice simple ilustrează metoda.

1. *Flambajul.* Se cunosc două cazuri de flambaj : elastic — conform formulei lui L. Euler, $\sigma_1 = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$, în care λ este gradul de zveltețe a barei — și plastic — caracterizat prin relația $\sigma_2 = \sigma_0$.

Sinteza acestor fenomene distincte poate fi realizată prin relația :

$$\frac{1}{\sigma} = \frac{1}{\sigma_1} + \frac{1}{\sigma_2},$$

ceea ce duce la ecuația finală pentru flambajul complex :

$$\sigma = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2 + \frac{\pi^2 E}{\sigma_0}},$$

reprezentată în figura 4.

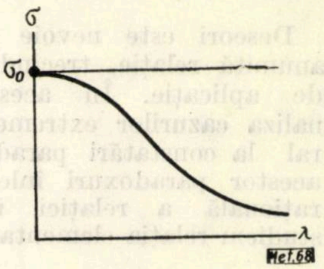
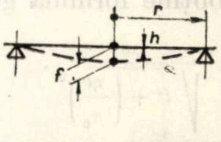
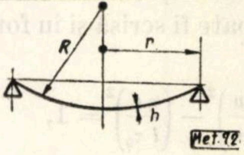


Fig. 4

2. *Plăcile.* Plăcile plane și curbe se calculează după diferite relații (tabela 3).

Tabela 3

Felul plăcii	Schițele și notațiile	Formulele de calcul
Plană		$\sigma = p\left(\frac{r}{h}\right)^2$ $f = p\left(\frac{r^4}{2Eh^3}\right)$
Curbă		$\sigma = p\,\frac{R}{h}$

Dacă se ține seamă de faptul că prin deformație placa plană se curbează, căpătînd raza de curbură $R = \frac{Eh^3}{pr^2}$, cele două cazuri pot fi sintetizate prin relația :

$$\frac{p}{\sigma} = \frac{\left(\frac{h}{r}\right)^4}{\left(\frac{h}{r}\right)^2 \frac{\sigma}{E}}.$$

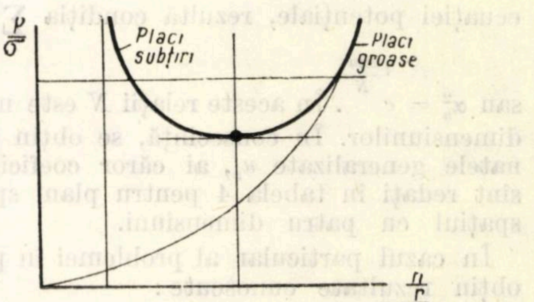


Fig. 5

Reprezentarea grafică a relației este redată în figura 5.

Se observă că pentru aceeaşi presiune p se pot realiza două tipuri de construcţii : plăci subţiri deformabile şi plăci groase rigide.

VII. Generalizarea

Deseori este nevoie să se generalizeze o anumită relaţie, trecîndu-se peste limitele ei de aplicaţie. În acest caz este utilă analiza cazurilor extreme, care duce în general la constatări paradoxale, iar remedierea acestor paradoxuri înlesneşte o generalizare raţională a relaţiei iniţiale. Astfel, dacă studiem relaţia elementară de frecare vîscoasă:

$$\tau = \frac{\eta v}{l},$$

se constată cu uşurinţă că această relaţie duce la rezultate paradoxale, atît atunci cînd $l = 0$, cît şi atunci cînd $v \to \infty$. Pentru a remedia aceste paradoxuri, ţinînd seamă de faptul că efortul unitar tangenţial nu poate depăşi rezistenţa materialului şi de simetria faţă de direcţia mişcării ($\pm v$), se obţine formula generalizată :

$$\tau = \frac{\eta v}{\sqrt{l^2 + \left(\frac{\eta v}{\tau_0}\right)^2}}.$$

Această relaţie poate fi scrisă şi în formă adimensională :

$$\left(\frac{\eta v}{l \tau}\right)^2 - \left(\frac{\eta v}{l\, \tau_0}\right)^2 = 1,$$

cele două criterii avînd importanţă deosebită în calculul lagărelor de alunecare.

Utilitatea numerelor complexe pentru probleme în plan este cunoscută. Încercarea de a generaliza aceste numere pentru problemele în spaţiu sau chiar în spaţiul cu patru dimensiuni poate fi efectuată pe următoarea cale :

Ecuaţia potenţialului are forma $\Delta^2 \Phi = 0$. Dacă se introduc, în locul coordonatelor x_n, combinaţiile $u = \sum_1^N \alpha_n x_n$, pentru satisfacerea ecuaţiei potenţiale, rezultă condiţia $\sum_1^N \alpha_n^2 = 0$ sau $\alpha_n^2 = e^{i \frac{2\pi n}{N}}$. În aceste relaţii N este numărul dimensiunilor. În consecinţă, se obţin coordonatele generalizate u_n, ai căror coeficienţi α_n sînt redaţi în tabela 4 pentru plan, spaţiu şi spaţiul cu patru dimensiuni.

În cazul particular al problemei în plan, se obţin rezultate cunoscute :

$$u_1 = x_1 + i\, x_2 ; \quad u_2 = x_1 - i\, x_2$$

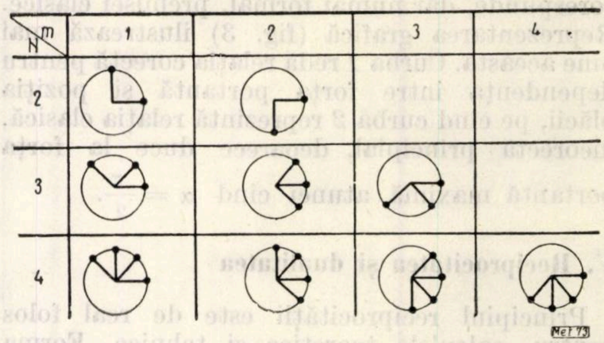
Studiul corpurilor şi comportării lor trebuie să ţină seamă de efectele volumetrice ale formei şi suprafeţei. Totodată, diferitele faze (solidă, lichidă, gazoasă) trebuie să fie cuprinse în ecuaţia generală a corpurilor. Ţinînd seamă de aceasta, se pot scrie următoarele relaţii :

$$\left(p + a + \alpha \frac{ds}{dv}\right)(v - b) = R\, T ;$$

$$\gamma = \frac{\tau}{G} + \frac{\tau}{\eta},$$

în care sînt cuprinse toate influenţele şi care trebuie să se adapteze şi condiţiilor de margine (solid-fluid, fluid-gaze, gaze-solid).

Tabela 4



Aceste relaţii permit explicarea multor fenomene legate de rezistenţa materialelor (propagarea perturbaţiilor în diferite direcţii şi amortizarea lor, plasticitatea, fluajul, oboseala, rezilienţa etc.). Se remarcă faptul că pentru o corespondenţă cantitativă este nevoie să fie introduse efectele datorite defectelor structurale şi compunerii corpurilor solide din policristale.

VIII. Analogiile

Unele probleme dintr-un anumit domeniu pot fi rezolvate prin folosirea rezultatelor obţinute în alt domeniu, mai cercetat, dacă fenomenele, distincte ca aspect, sînt dirijate de relaţii asemănătoare.

1. Asemănarea între curgerea fluidului şi fluxul de forţă se bazează pe relaţiile :

$$v = \frac{V}{A} ;$$

$$\sigma = \frac{F}{A},$$

ceea ce înseamnă că vitezei v cu care trece un debit de fluid V printr-o secţiune A îi corespunde efortul unitar σ produs de forţa F.

Folosind fluxul de forţă se pot rezolva uşor multe probleme din teoria elasticităţii. Astfel, pentru cazul redat în figura 6, se pot scrie condiţiile :

$$F_{12} = c_{12}\ [f_1 \cos(\alpha_{12} + \alpha_1) - f_2 \cos(\alpha_{12} + \alpha_2)] ;$$

$$F_{1x} = \Sigma F_{12} \cdot \cos \alpha_{12} ;$$

$$F_{1y} = \Sigma F_{12} \cdot \sin \alpha_{12}.$$

În aceste relații, coeficientul de elasticitate c_{12} este egal cu $\frac{EA}{l_{12}}$, iar la trecerea de la fluxul discret spre cel continuu se obține:

$$c_{12} = \frac{EdA}{l_{12}}.$$

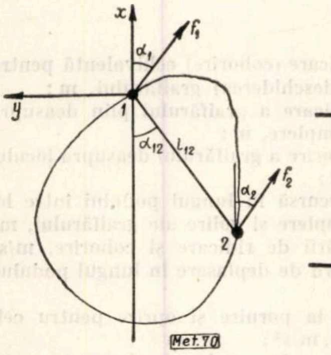


Fig. 6

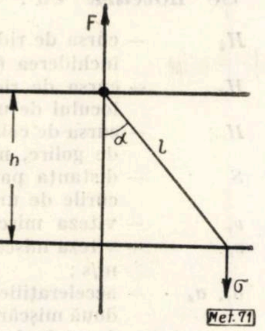


Fig. 7

Cazul particular redat în figura 7 duce la rezultate interesante:

$$F_{12} = \frac{EA}{l} f \cos \alpha;$$

$$F = \Sigma F_{12} \cos \alpha;$$

trecînd de la însumare spre integrare, rezultă:

$$f = \frac{2F}{\pi E};$$

$$\sigma_l = \frac{2}{\pi} \frac{F\cos^2\alpha}{h};$$

$$\sigma = \frac{2}{\pi} \frac{F\cos^4\alpha}{h}.$$

Se remarcă o scădere rapidă a eforturilor unitare pe partea inferioară a plăcii, cu îndepărtarea de la direcția de acționare a forței.

2. Fluxurile de masă, impuls și energie sînt într-o oarecare măsură fenomene analoge. Ele duc însă la rezultate distincte din punct de vedere mecanic (tabela 5).

Tabela 5

Fluxul de	masă	impuls	energie
Efectele mecanice	Curgerea fluidelor Difuzia	Elasticitatea Frecarea	Transmiterea de căldură

Analogiile dintre aceste fenomene permit stabilirea relațiilor între transmisia de căldură și pierderile de presiune la curgerea fluidelor, care formează baza calculelor la aparatele termice.

IX. Invarianții

Folosirea invarianților tensoriali stă la baza matematică a teoriei relativității. O aplicație importantă în domeniul construcției de mașini se bazează pe folosirea invarianților tensoriali pentru determinarea pericolului de deformație plastică sau de rupere a materialului. Se pot introduce invarianți de trei grade (tabela 6).

Tabela 6

Gradul invariantului	Tensiunea	Deformația
1	$T_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$	$D_1 = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3$
2	$T_2 = \sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1$	$D_2 = \varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_2\varepsilon_3 + \varepsilon_3\varepsilon_1$
3	$T_3 = \sigma_1\sigma_2\sigma_3$	$D_3 = \varepsilon_1\varepsilon_2\varepsilon_3$

Folosirea legii lui Hooke și simetrizarea invarianților permit scrierea relațiilor:

$$2\,GD_1 = \frac{1-2\mu}{1+\mu}\,T_1;$$

$$(2\,G)^2\left(D_2 - \frac{D_1^2}{3}\right) = T_2 - \frac{T_1^2}{3};$$

$$(2G)^3\left(D_3 - \frac{D_1\,D_2}{3} + \frac{2}{27}D_1^3\right) = T_3 - \frac{T_1 T_2}{3} + \frac{2}{27}T_1^3.$$

Invarianții simetrici T_1, $T_2 - \frac{T_1^2}{3}$, $T_3 - \frac{T_1\,T_2}{3} + \frac{2}{27}T_1^3$ formează criteriile esențiale pentru starea critică a materialului. În tabela 7 sînt redate cîteva cazuri caracteristice de solicitări, cu valorile invarianților simetrici pentru aceste cazuri. Prin ponderea celor trei invarianți se poate stabili un criteriu sigur pentru starea critică.

Tabela 7

Felul solicitării	Simbolul	$\frac{T_1}{\sigma}$	$\frac{T_2 - \frac{T_1^2}{3}}{\sigma^2}$	$\frac{T_3 - \frac{T_1T_2}{3} + \frac{2}{27}T_1^3}{\sigma^3}$
Tracțiunea	$-\sigma, 0, 0$		$-\frac{1}{3}$	$\frac{2}{27}$
Compresiunea	$0, 0, -\sigma$		$-\frac{1}{3}$	$-\frac{2}{27}$
Tracțiunea uniformă	σ, σ, σ	3	0	0
Compresiunea uniformă	$-\sigma, -\sigma, -\sigma$	-3	0	0
Forfecarea	$\sigma, 0, -\sigma$	0	-1	0

CZ 621.875.016

Considerații teoretice cu privire la capacitatea de transport a podurilor transbordoare cu regim de funcționare ciclic

Ing. MIRCEA GHERMAN
I.T.C.M.E. – Timișoara

Una dintre problemele proiectării podurilor transbordoare cu regim de funcționare ciclic este determinarea sau alegerea mărimilor funcționale ale podului (respectiv ale mecanismelor), astfel încît să se obțină capacitatea de transport maximă față de o construcție corespunzătoare din punct de vedere tehnic și economic.

La un pod transbordor cu funcționare ciclică, capacitatea de transport (exprimată de exemplu în t/h) depinde de mărimea sarcinii transportate la fiecare ciclu și de numărul de cicluri executate în intervalul de timp considerat. La rîndul său, numărul de cicluri depinde de elementele cinematice, adică de mărimile drumurilor parcurse de sarcină și de vitezele și accelerațiile mișcărilor.

În cazurile obișnuite, proiectarea podului transbordor trebuie să se facă pe baza capacității de transport necesare și a distanțelor de transport. Afară de acestea, în tema de proiectare a podului se dă deschiderea L (fig. 1) și sarcina nominală q, care de obicei se stabilește comparativ cu podurile similare.

Ar rămîne deci să se determine mărimile vitezelor și accelerațiilor în așa fel încît să se obțină capacitatea de transport cerută.

1. Pentru cercetarea teoretică a influenței pe care o au vitezele și accelerațiile asupra capacității de transport, se admite că:

— materialul este ridicat și transportat cu un graifăr;

— greutatea materialului transportat q este aceeași la fiecare ciclu;

— transportul materialului se face numai în două direcții: ridicare-coborîre și deplasare în lungul podului (fig. 1);

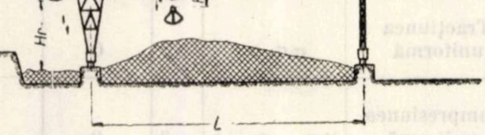


Fig. 1

— în regim stabilizat, mișcarea este uniformă; la porniri și opriri are loc o mișcare uniform accelerată;

— la pornire și oprire, accelerația are aceeași valoare.

Se notează cu:

H_i	— cursa de ridicare (coborîre) echivalentă pentru închiderea (deschiderea) graifărului, m;
H_r	— cursa de ridicare a graifărului plin deasupra locului de umplere, m;
H_c	— cursa de coborîre a graifărului deasupra locului de golire, m;
S	— distanța parcursă în lungul podului între locurile de umplere și golire ale graifărului, m;
v_r	— viteza mișcării de ridicare și coborîre, m/s;
v_s	— viteza mișcării de deplasare în lungul podului, m/s;
a_r, a_s	— accelerațiile la pornire și oprire pentru cele două mișcări, m/s²;
t_p, t_f, t_{st}	— duratele de pornire, oprire și mișcare în regim stabilizat, s;
h_p, h_f, h_{st}	— cursele de ridicare (coborîre) corespunzătoare celor trei faze, m;
s_p, s_f, s_{st}	— distanțele de deplasare în lungul podului corespunzătoare celor trei faze, m;
q	— sarcina nominală transportată la fiecare ciclu, t.

Relațiile cinematice dau:

durata mișcării uniform accelerate:

$$t = \frac{v}{a};$$

drumul parcurs cu mișcare uniform accelerată:

$$h\,(\text{sau } s) = \frac{v^2}{2a};$$

drumul parcurs cu mișcare uniformă:

$$h\,(\text{sau } s) = H\,(\text{sau } S) - 2\,\frac{v^2}{2a}.$$

Pentru mișcările parțiale ale sarcinii (fig. 2) se obțin următoarele durate, în ordinea de succesiune a mișcărilor: închiderea și ridicarea graifărului plin:

$$t_{r_1} = \frac{H_c + H_r}{v_r} + \frac{v_r}{a_r};$$

deplasarea sarcinii în lungul podului:

$$t_s = \frac{S}{v_s} + \frac{v_s}{a_s};$$

coborîrea și deschiderea graifărului plin:

$$t_{r_2} = \frac{H_c + H_i}{v_r} + \frac{v_r}{a_r};$$

ridicarea graifărului gol:

$$t'_{r_2} = \frac{H_c}{v_r} + \frac{v_r}{a_r};$$

coborîrea graifărului gol:

$$t'_{r_i} = \frac{H_r}{v_r} + \frac{v_r}{a_r}.$$

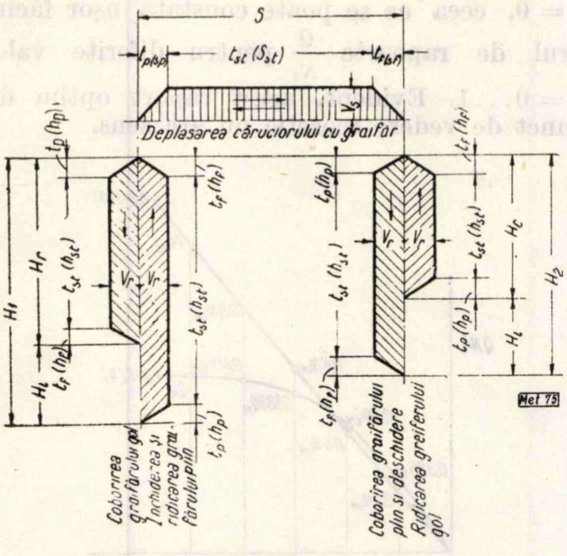


Fig. 2

Ţinînd seamă că între ultimele faze are loc o mişcare de deplasare inversă în lungul podului, durata unui ciclu va fi:

$$T = 2\,\frac{H_l + H_r + H_c}{v_r} + 4\,\frac{v_r}{a_r} + 2\,\frac{S}{v_s} + 2\,\frac{v_s}{a_s},\ \text{s},$$

sau dacă se neglijează duratele de oprire la cele două curse de ridicare şi se notează $H_l + H_r + H_c = H$ se obţine:

$$T = 2\left(\frac{H}{v_r} + \frac{v_r}{a_r} + \frac{S}{v_s} + \frac{v_s}{a_s}\right),\ \text{s}. \quad (1)$$

Ştiind că la fiecare ciclu se transportă q tone de material, capacitatea de transport a podului va fi:

$$Q = \frac{3\,600}{T}\cdot q = \frac{1\,800\ q}{\dfrac{H}{v_r} + \dfrac{v_r}{a_r} + \dfrac{S}{v_s} + \dfrac{v_s}{a_s}},\ \text{t/h}. \quad (2)$$

Deoarece practic valorile acceleraţiilor sînt limitate (de obicei $a_r = 0{,}2 - 0{,}8$ m/s² şi $a_s = 0{,}7 - 1{,}4$ m/s²), ele pot fi considerate, împreună cu q, H şi S, ca parametri, iar capacitatea de transport Q devine o funcţie de v_r şi v_s.

Valoarea maximă a funcţiei $Q = f\,(v_r, v_s)$ se obţine prin diferenţiere, rezultînd:

$$v_r = v_{r_0} = \sqrt{H\cdot a_r} \quad \text{şi} \quad v_s = v_{s_0} = \sqrt{S\cdot a_s} \quad (3)$$

şi

$$Q_M = \frac{900\ q}{\sqrt{\dfrac{H}{a_r}} + \sqrt{\dfrac{S}{a_s}}},\ \text{t/h}. \quad (4)$$

De obicei, pentru proiectarea podului se dă capacitatea de transport necesară şi se indică locurile de umplere şi golire ale graifărului. Pe baza acestora, proiectantul determină valorile H şi S corespunzătoare ciclurilor prevăzute, alege valoarea q în raport cu mărimea podului şi stabileşte prin încercări valorile a_r şi a_s, care determină capacitatea de transport cerută. În această privinţă, relaţia (4) dă valoarea optimă a capacităţii de transport din punct de vedere cinematic, iar în calcule valoarea Q_M se ia egală cu capacitatea de transport cerută prin temă. Valorile a_r şi a_s fiind stabilite, ar mai rămîne să se determine v_{r_0} şi v_{s_0} cu relaţiile (3).

2. Prin aplicarea procedeului arătat se obţin de obicei viteze mari, deci motoare de acţionare cu puteri mari şi consum mare de energie electrică. În aceste cazuri se poate încerca obţinerea capacităţii de transport cerute Q_M prin micşorarea valorii sarcinii q şi mărirea numărului de poduri, astfel ca acceleraţiile şi vitezele rezultate din relaţiile (3) şi (4) să aibă valori acceptabile. Trebuie să se observe că relaţiile (3) şi (4) exprimă valori optime din punct de vedere cinematic, dar nu şi din punct de vedere al puterii de acţionare şi al consumului de energie.

Într-adevăr, funcţia $Q = f\,(v_r,\ v_s)$ dată de relaţia (2) reprezintă o suprafaţă strîmbă, cu o valoare maximă pentru v_{r_0} şi v_{s_0}. Intersecţiile acestei suprafeţe cu planurile $v_r = v_{r_0}$ şi $v_s = v_{s_0}$ determină curbele din figura 3.

Puterile motoarelor de acţionare (ridicare, respectiv deplasare în lungul podului) se pot exprima, în primă aproximaţie, prin relaţiile:

$$N_r = \frac{(q + q')\,v_r\cdot 9{,}81}{\eta_r} = k_r\cdot v_r,\ \text{kW}, \quad (5)$$

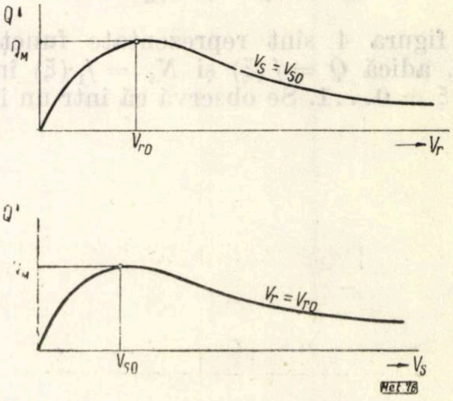


Fig. 3

respectiv:

$$N_s = \left(\frac{G\cdot w\cdot v_s\cdot 9{,}81}{\eta_s} + \frac{G\cdot v_s\cdot a_s}{\eta_s}\,\beta\right)\frac{1}{\varphi}$$

sau

$$N_s = (k'_s\cdot v_s + k''_s\cdot a_s\cdot v_s) = k_s\cdot v_s,\ \text{kW}. \quad (6)$$

Puterea instalată este deci

$$N_i = k_r \cdot v_r + k_s \cdot v_s \text{, kW},$$

în care:

q' este greutatea proprie a graifărului, t;
η_r — randamentul mecanismului de ridicare;
G — greutatea totală deplasată în lungul podului (cărucior cu graifăr), t;
w — rezistenţa specifică opusă mişcării, kg/kg;
η_s — randamentul mecanismului de deplasare a căruciorului cu graifăr;
β — coeficient care ţine seamă de inerţia maselor în rotaţie;
φ — supraîncărcarea cuplului la pornire.

Comparînd relaţiile (5) şi (6) cu relaţia (2), respectiv curbele din figura 3, se observă că puterea motorului creşte liniar o dată cu creşterea vitezei, pe cînd capacitatea de transport creşte din ce în ce mai puţin pînă la valoarea maximă.

Limitîndu-ne la intervalele $v_r = 0 \ldots v_{r_0}$ şi $v_s = 0 \ldots v_{s_0}$ şi exprimînd vitezele corespunzătoare acestui interval prin $v_r = \xi \cdot v_{r_0} = \xi \sqrt{H \cdot a_r}$ şi $v_s = \xi \cdot v_{s_0} = \xi \sqrt{S . a_s}$, din relaţiile (2) şi (4) rezultă:

$$Q = \frac{1\,800\, q}{\left(\frac{1}{\xi}+\xi\right)\left(\sqrt{\frac{H}{a_r}}+\sqrt{\frac{S}{a_s}}\right)} = \frac{2}{\frac{1}{\xi}+\xi} . Q_M . \quad (7)$$

Pentru puterea instalată rezultă:

$$N_i = N_r + N_s = \xi \left(k_r \cdot v_{r_0} + k_s \cdot v_{s_0}\right),$$

sau

$$N_i = \xi \cdot N_{iM} . \quad (8)$$

În figura 4 sînt reprezentate funcţiile (7) şi (8), adică $Q = f(\xi)$ şi $N_i = f_1(\xi)$ în intervalul $\xi = 0 \ldots 1$. Se observă că într-un interval anumit, sub $\xi = 1$, capacitatea de transport scade relativ puţin, pe cînd puterea instalată scade proporţional cu reducerea vitezelor. Raportul $\frac{Q}{N_i}$ optim se obţine pentru valoarea $\xi = 0$, ceea ce se poate constata uşor făcînd şirul de rapoarte $\frac{Q}{N_i}$ pentru diferite valori $\xi = 0 \ldots 1$. Evident, acest raport optim din punct de vedere teoretic nu are sens.

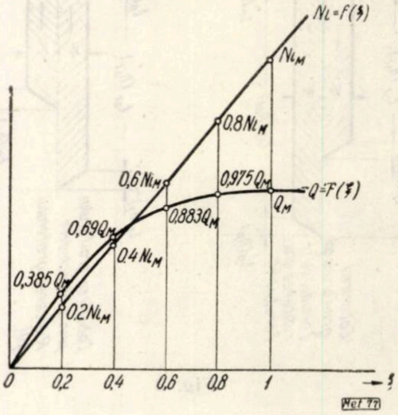


Fig. 4.

În aplicaţiile practice se poate face uz de domeniul situat imediat sub $\xi = 1$, în care capacitatea de transport scade relativ puţin, pe cînd puterea instalată scade sensibil. Aşa, de exemplu, pentru o scădere de 20% a capacităţii de transport corespunde o scădere de 50% a vitezelor de mişcare şi puterii instalate.

În cele expuse s-a considerat, pentru simplificare, că vitezele v_r şi v_s se modifică în aceeaşi proporţie dată de variabila ξ. Dacă se schimbă numai una dintre viteze (de exemplu v_r), capacitatea de transport maximă, corespunzătoare noii valori v_r, va fi obţinută pentru aceeaşi valoare optimă a celeilalte viteze $v_s = v_{s_0} = \sqrt{S \cdot a_s}$.

CZ 621.91.07 : 631.3

Asupra unor studii, încercări și rezultate în legătură cu introducerea tehnologiei de grup la prelucrările mecanice în uzina ,,Semănătoarea''

Ing. VALENTIN CĂLINESCU
Uzina ,,Semănătoarea'' – București

Fabricația în serie a mașinilor agricole de recoltat la uzina ,,Semănătoarea'' prezintă mai multe aspecte, care — desigur — se întîlnesc și în alte uzine constructoare de mașini, în al căror program intră un număr relativ redus de tipuri de mașini sau agregate complexe fabricate în serie. Caracteristica acestei fabricații constă în faptul că ea cuprinde două tipuri principale de piese, și anume:

— piese a căror fabricație asigură încărcarea uniformă și permanentă a unuia sau a mai multor locuri de lucru;

— piese a căror fabricație încarcă numai intermitent și pe scurtă durată unele locuri de lucru.

În timp ce pentru prima categorie de piese soluțiile tehnologice și organizatorice sînt cele binecunoscute, valabile pentru fabricația în serie mare, pentru cea de-a doua categorie se impune cu autoritate tehnologia de grup, ca bază științifică a organizării moderne a producției.

În cazul mașinilor agricole de recoltat, piesele care aparțin primei categorii fac, în general, parte din următoarele ansambluri:

— aparatul de tăiere al mașinilor de recoltat păioase;

— transmisiile cardanice.

Unele piese ale aparatului de tăiere (degete, lamă-cuțit, plăcuță-deget) sînt necesare în cantități de 500 000–1 000 000 buc/an. Necesarul de furci cardanice este de ordinul a 100 000 buc/an, iar din bucșele furcilor cardanice se fabrică un număr de circa 150 000 buc/an. Aceste cantități asigură încărcarea completă a unuia sau a mai multor locuri de lucru; bineînțeles că și pentru aceste repere tehnologia prevede soluții moderne, care merg de la fabricația pe mașini automate (bucșe reper C 1 559) pînă la linii complexe automate (lama-cuțit reper C 4 116 și C 4 112) și mașini de transfer (furci și cruci cardanice). Economicitatea acestor procedee tehnologice avansate a fost stabilită prin studii amănunțite, aplicarea lor fiind în funcție numai de primirea utilajelor speciale.

Majoritatea pieselor componente ale mașinilor cuprinse în programul de fabricație al uzinelor ,,Semănătoarea'' nu intră însă în această categorie, fapt care arată — chiar de la început — că în aceste cazuri tehnologia de grup este de o deosebită valoare.

Este cunoscut faptul că sarcina pe care trebuie să o îndeplinească trecerea la tehnologia de grup constă în stabilirea unei metodologii care trebuie să asigure cea mai rentabilă și cea mai scurtă ca durată pregătire tehnologică a fabricației. Pentru aceasta, trebuie stabilite procesele tehnologice pentru grupe de piese, procese care trebuie să rezolve următoarele probleme:

— eliminarea variației nejustificate a proceselor tehnologice;

— ridicarea proceselor tehnologice utilizate la nivelul celor mai înaintate;

— folosirea unui echipament tehnologic de înaltă productivitate, cu reglaje simple și adaptabile la o gamă cît mai largă de condiții variate, care să asigure modernizarea economică a utilajului existent.

Așadar, metoda prelucrării de grup este chemată să răspundă, în primul rînd, sarcinii unificării proceselor tehnologice. Noțiunea de tehnologie sau de prelucrare de grup se conturează mai precis cînd se vede că ea se bazează pe clasificarea pieselor pe grupe, pentru prelucrarea cărora sînt necesare utilaj de același tip, dispozitive comune, precum și reglaje ale mașinilor-unelte comune sau puțin diferite.

Practica a arătat că atenția trebuie îndreptată, în primul rînd, asupra pieselor prelucrate mecanic. Situația acestor piese era în uzina ,,Semănătoarea'' foarte asemnătoare cu aceea descrisă de dr. S. P. Mitrofanov în lucrarea sa ,,Bazele științifice ale prelucrării de grup'', și anume:

> ,,Conducătorii serviciilor sau birourilor tehnologice, obținînd desenele unui nou produs, le grupează fie pe subansambluri, fie din punctul de vedere al complexității constructive și tehnologice și le transmit spre elaborarea procesului tehnologic, ținînd seamă de calificarea executanților. Piesele mai simple se dau tehnologilor mai puțin calificați, iar cele complicate celor cu calificare mai ridicată.
>
> Tehnologii, primind desenele, elaborează procesele tehnologice. Pentru aceasta ei nu se conduc după o anumită metodologie, elaborată în prealabil, care să asigure sistematizarea proceselor tehnologice, ci le proiectează individual pentru fiecare piesă în parte.
>
> La elaborarea proceselor individuale, tehnologii pornesc, de obicei, de la experiența personală și de la cunoștințele concrete pe care le posedă.
>
> Tehnologii calificați, cu o experiență bogată și care cunosc bine diferitele metode de prelucrare creează, firește, un proces tehnologic mai rațional decît tehnologii care au cunoștințe mai reduse și o experiență practică mai mică. Totuși și unii

și alții, în condițiile metodelor existente de organizare a pregătirii producției și ale unui sortiment mare de repere, pierd adeseori din vedere și nu folosesc în mod complet procesele tehnologice elaborate anterior și verificate în practică, precum și echipamentul realizat pentru ele".

Această constatare a dus la concluzia că o primă măsură necesară la uzinele ,,Semănătoarea" era specializarea personalului din serviciul tehnologic pe feluri de prelucrare. În consecință, în anul 1960 s-au repartizat proiectanții de SDV și tehnologii pe secții și ateliere. Vechea repartizare pe produse a tehnologilor s-a dovedit depășită, ea fiind corespunzătoare unei fabricații de volum mai redus și de produse de complexitate mai scăzută.

Organizarea atelierului mecanic era făcută pe grupe de mașini asemănătoare și ea s-a dovedit greoaie în condițiile actuale impuse de planul de producție (volum, sortimente, complexitatea reperelor), în special din cauza urmăririi greoaie a fabricației și a transporturilor dificile.

Nici din punct de vedere tehnologic și al fabricației această organizare nu mai era corespunzătoare, căci atît tehnologii, cît și maiștrii afectați unei anumite grupe de mașini nu puteau să-și dea direct seama de valoarea și de efectul tehnologiei și prelucrărilor ce le aparțineau, deoarece piesa părăsea sfera lor de activitate. Aceasta a constituit baza celei de-a doua măsuri, care a prevăzut organizarea atelierului mecanic pe linii tehnologice, organizare care s-a efectuat la sfîrșitul trimestrului I/1961. Realizarea ei a necesitat întocmirea unui studiu amănunțit, care a ținut seamă de cît mai mulți din factorii care puteau influența succesul acestei importante etape în producția uzinei.

În acest cadru, prima lucrare întocmită a fost un album al reperelor luate în studiu. Acest album cuprindea pentru fiecare reper:

— numărul reperului;
— denumirea reperului;
— schița reperului cu cotele principale;
— materia primă sau semifabricatul din care se execută reperul;
— numărul bucăților pe fabricat;
— manopera de prelucrare unitară pe locuri de lucru.

Acest album a servit ca bază pentru stabilirea asemănărilor tehnologice și dimensionale ale reperelor. Grupîndu-se reperele, s-au stabilit:

— numărul de linii de fabricație;
— nomenclatorul reperelor pentru fiecare linie;
— încărcarea fiecărui loc de lucru de pe fiecare linie (în funcție de planul de producție);
— numărul de mașini și locuri de lucru necesare pentru fiecare linie;
— spațiul necesar fiecărei linii.

Ținîndu-se seamă de elementele stabilite prin calcul și de utilajele existente, s-a întocmit anteproiectul liniilor tehnologice, care a fost dezbătut pe larg cu muncitorii, cu maiștrii și cu inginerii din atelierul mecanic care trebuiau să aplice noul sistem preconizat. Cu sprijinul organizației de partid problema a fost analizată și în grupele sindicale, astfel încît s-au făcut propuneri prețioase menite să îmbunătățească anteproiectul elaborat de către serviciul tehnologic. Pe această bază s-au definitivat proiectele tehnice și de execuție ale formei organizatorice noi a atelierului mecanic, care au fost dezbătute în colegiul uzinei. Această minuțioasă pregătire s-a dovedit cît se poate de utilă, căci ideea reorganizării a fost însușită atît de bine de întregul colectiv al atelierului mecanic, încît realizarea proiectului s-a făcut într-un termen cu peste zece zile mai scurt decît cel prevăzut.

Proiectul și studiul întocmite au arătat posibilitatea și oportunitatea organizării atelierului mecanic pe cinci linii tehnologice, și anume:

— *linia I*: carcase, capace și piese asemănătoare;
— *linia a II-a*: axe;
— *linia a III-a*: roți dințate;
— *linia a IV-a*: piese mici (în general corpuri cilindrice de revoluție);
— *linia a V-a*: piese pentru subansambluri speciale (transportoare cu melc și axe oscilante).

Numărul total de mașini și spațiul total afectat au rămas aceleași ca în vechea organizare în care mașinile erau grupate pe tipuri asemănătoare.

Amplasarea mașinilor s-a făcut după ideea scurtării traseului pieselor chiar în interiorul liniilor, ceea ce a dus la gruparea lor în ordinea succesiunii operațiilor. Punctele finale de pe fiecare linie s-au așezat, în măsura posibilităților, în apropierea principalelor căi de acces pe care piesele circulă către controlul final. S-a urmărit și mutarea unui număr cît mai mic de mașini pentru reducerea cheltuielilor necesare amenajărilor.

Odată cu trecerea la noua organizare a locurilor de lucru, s-a făcut și descentralizarea controlului tehnic de calitate, în sensul că fiecare linie de fabricație a fost dotată cu un grup de control propriu, depinzînd însă de serviciul central CTC.

Cu această ocazie s-a făcut și trecerea tehnologiilor pe liniile de fabricație, astfel încît s-au creat condițiile pentru specializarea muncitorilor, a maiștrilor, a controlorilor și a tehnologilor.

Sarcinile medii lunare și dotarea celor cinci linii reies din tabela 1.

La linia a V-a de prelucrare, s-a atașat și linia de asamblare pentru transportoare cu melc și axe oscilante, dîndu-i-se astfel caracterul de linie complexă cu ciclu încheiat.

Tabela 1

Linia	Încărcare lunară în ore-om efective	Numărul de repere	Locuri de muncă	
			total	din care mașini
1. Carcase	11 950	69	36	34
2. Axe	11 016	81	38	35
3. Roți dințate	8 754	37	28	26
4. Piese mici	9 915	151	29	26
5. Piese speciale	2 860	31	10	8
Total	44 495	369	141	129

Pentru mașinile care nu aveau încărcare completă în cadrul unei linii, s-a preconizat colaborarea cu liniile adiacente, mașinile în cauză fiind așezate în așa fel încît să poată deservi în bune condiții toate liniile cărora le erau destinate. Prin proiect s-a stabilit și colaborarea pe care fiecare linie o dă și o primește în cadrul atelierului mecanic.

Determinarea numărului de mașini s-a făcut pentru lucrul în două schimburi, schimbul al treilea fiind păstrat ca rezervă.

Ca elemente de orientare pentru proiectarea și realizarea noului amplasament, s-au folosit proiectele pentru sistematizarea uzinei, elaborate de ITCME.

Ca măsură cu caracter educativ, noua organizare a determinat o creștere a simțului de răspundere al maistrului de linie, care acum este conștient că răspunde direct de executarea la timp a reperelor complet prelucrate, cantitativ și calitativ. Această situație este în contrast cu cea din vechea organizare, în care trecerea aceluiași reper de la un grup de mașini la altul, respectiv de la un maistru la altul, îngreuia urmărirea și micșora simțul de răspundere.

Din punct de vedere economic, rezultatele au fost și ele evident pozitive și imediate, după cum se vede din tabela 2 (ca bază de comparație s-a luat trimestrul IV/1960).

Tabela 2

Indicele	Unitatea de măsură	Media lunară în trimestrele		Primele două luni ale trimestrului II/1961
		IV/1960	I/1961	
Producția valorică	%	100	107	128
Productivitatea muncii	%	100	101,8	123
Utilizarea timpului de muncă	%	100	95,3	103
Utilizarea mașinilor	%	100	102,7	104,4

Examinarea acestor date mai arată încă un important aspect pozitiv al aplicării acestei metode: la o creștere a gradului de utilizare a mașinilor cu 4,4%, producția crește cu 28%. Cum sortimentele executate în cele două perioade sînt practic aceleași, aceste date arată efectul îmbunătățirilor tehnologice care au devenit posibile prin specializare și care se reflectă și în creșterea productivității muncii cu 23%.

Dacă la cele cinci linii tehnologice de prelucrare mecanică se adaugă atelierul de transmisii cardanice, organizat încă de la început sub forma unei linii complexe cu ciclu încheiat, se vede că întreaga prelucrare mecanică a fost organizată în uzina ,,Semănătoarea'' pe principiul unității specializate. Aceasta a creat o bază bună pentru însușirea elementelor care pregătesc trecerea la prelucrarea de grup.

Cele două faze descrise reprezintă în mod evident numai etape pregătitoare pentru trecerea propriu-zisă la tehnologia de grupă. Rostul lor este, în primul rînd, să familiarizeze personalul de pregătire, execuție, urmărire și fabricație cu un număr limitat de repere cu operații și dimensiuni asemănătoare și apoi să determine creșterea simțului de răspundere pentru realizarea ritmică, cantitativ și calitativ, a sarcinilor de producție. În aceste condiții, ideea de prelucrare de grup apare ca o necesitate evidentă, ușurîndu-se aplicarea ei.

Uzina ,,Semănătoarea'' și-a propus ca, în anul 1962, să treacă efectiv la aplicarea pe o scară cît mai largă a tehnologiei de grup, folosind condițiile create. În acest scop, încă din anul 1961, s-au selecționat două grupe de repere, pentru care s-a elaborat tehnologia în consecință.

Cum era și natural, prima aplicare concretă s-a făcut în atelierul de transmisii cardanice, care lucrează de mai mult timp ca atelier specializat.

Intervenind în fabricație noi tipuri de furci cardanice pentru noua combină universală de recoltat furaje pentru însilozare, s-a ținut seama de următoarele:

— numărul de bucăți din fiecare tip de furcă, care urmează a fi fabricat pînă la intrarea în funcțiune — în anul 1963 — a mașinii de transfer (pe care se vor fabrica toate furcile cardanice în viitor), este relativ redus în comparație cu numărul furcilor cardanice fabricate curent pentru combinele de cereale și alte mașini agricole;

— cinci tipuri de furci (fig. 1—5) au forme și dimensiuni comune, care permit efectuarea principalelor operații de strunjit pe aceleași mașini și cu aceleași dispozitive.

Tehnologia de fabricație, întocmită pe aceste baze, a dus la construcția principalelor dispozitive de prelucrare, cu care se prelucrează toate cele cinci tipuri de furci.

Fără a se considera că cele două soluții adoptate — soluția tehnologică și cea constructivă a dispozitivelor — sînt optime, trebuie subliniate avantajele lor față de soluția unor procese tehnologice elaborate individual. Dacă ar fi să luăm în considerare numai economia de timp care rezultă din proiectarea unui singur dispozitiv și din executarea a numai două dispozitive,

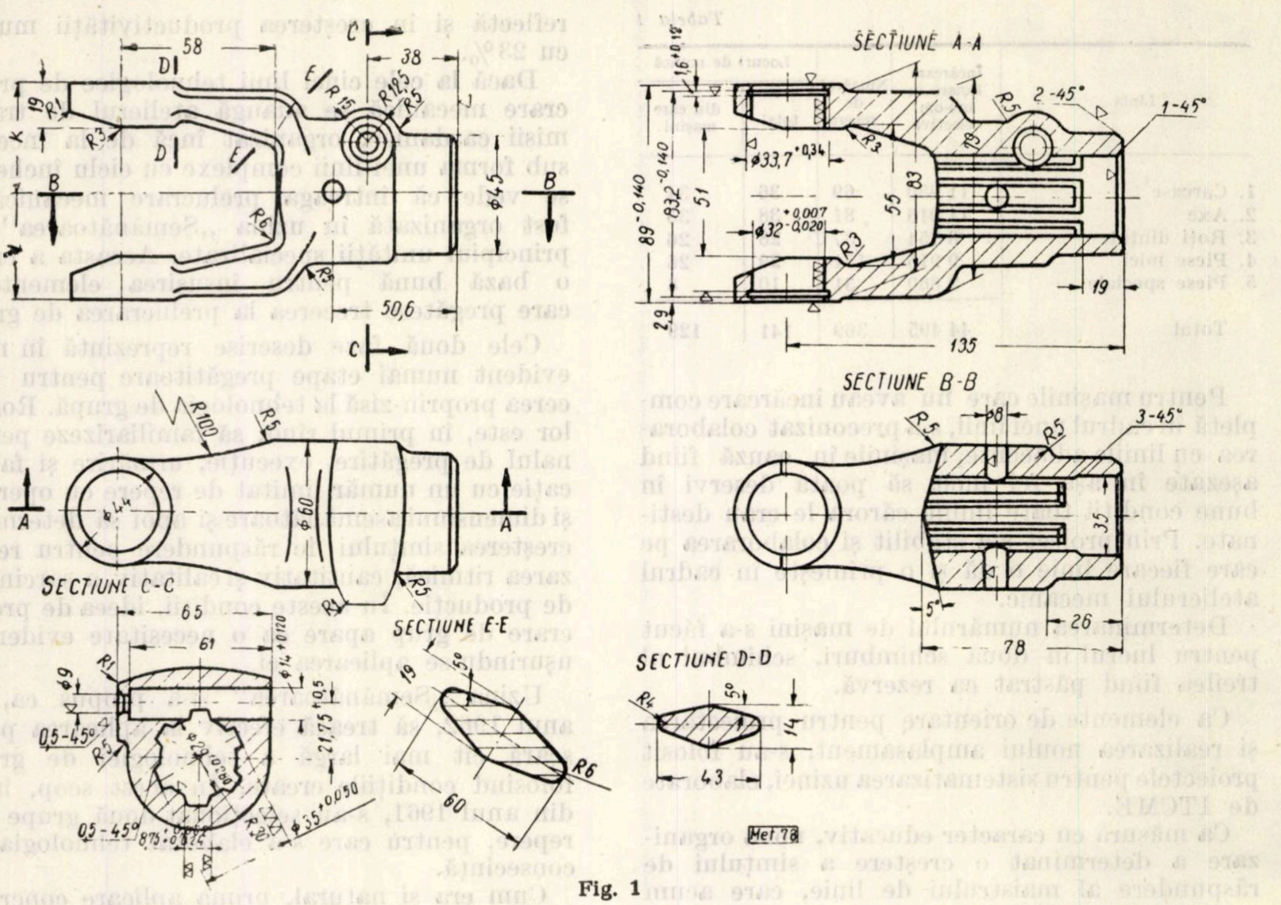

SECŢIUNE A-A
SECŢIUNE B-B
SECŢIUNE C-C
SECŢIUNE D-D
SECŢIUNE E-E
Met 78

Fig. 1

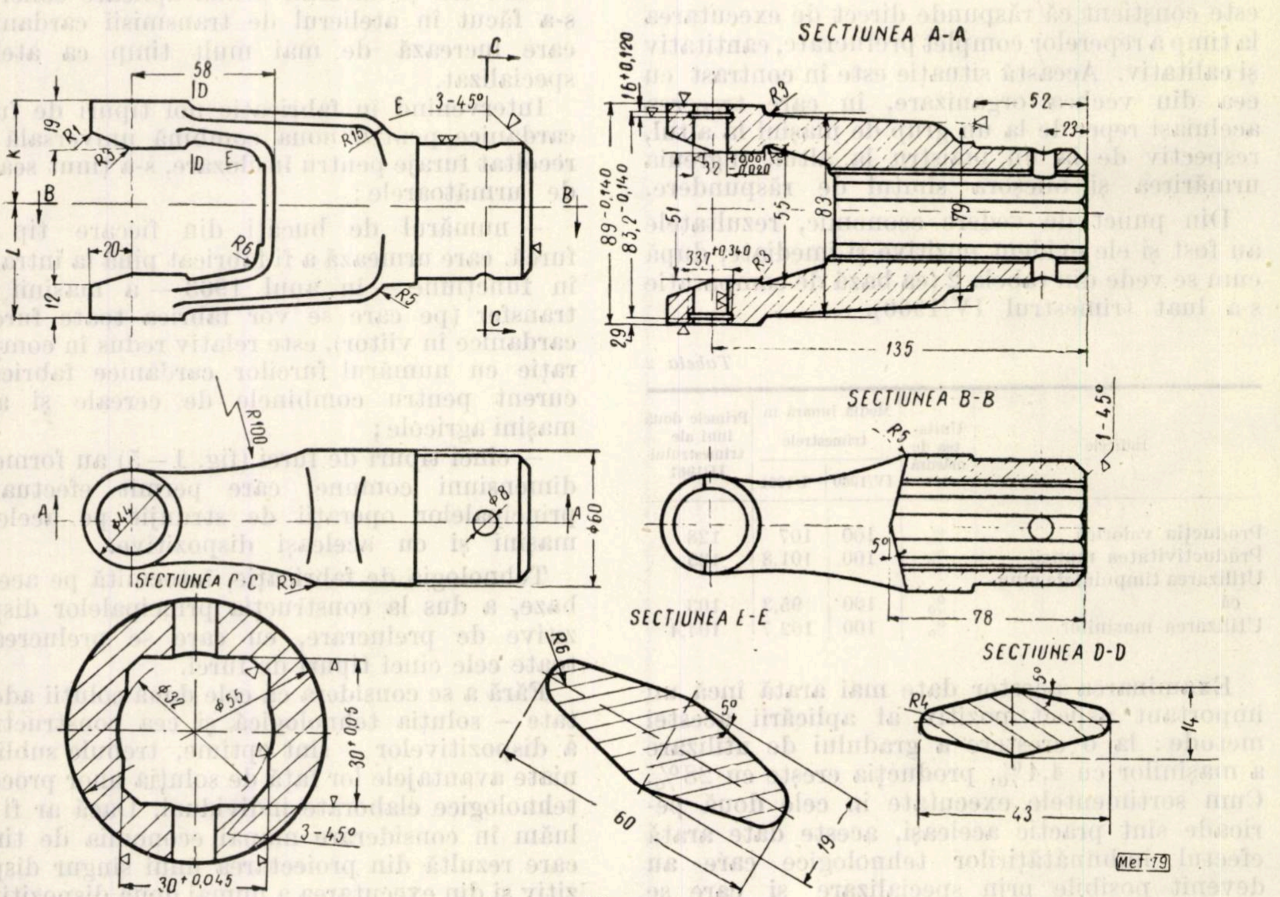
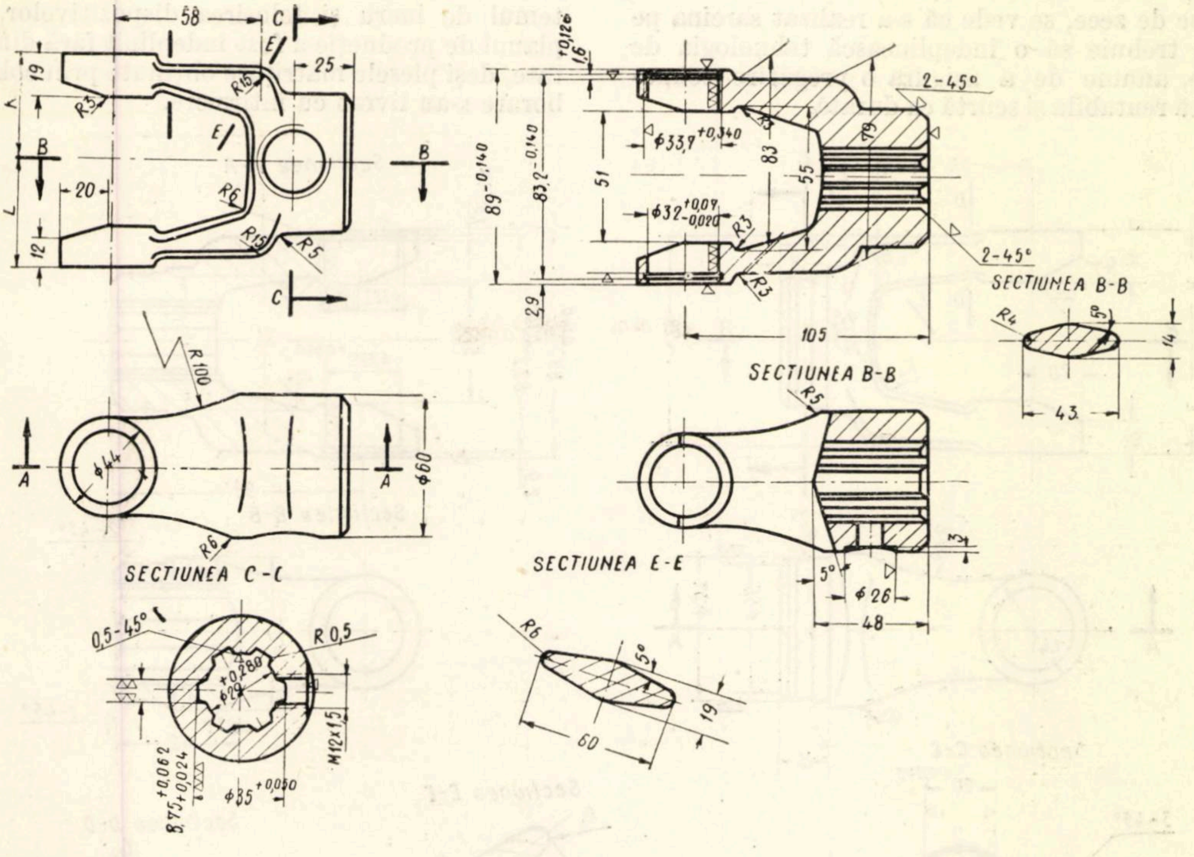
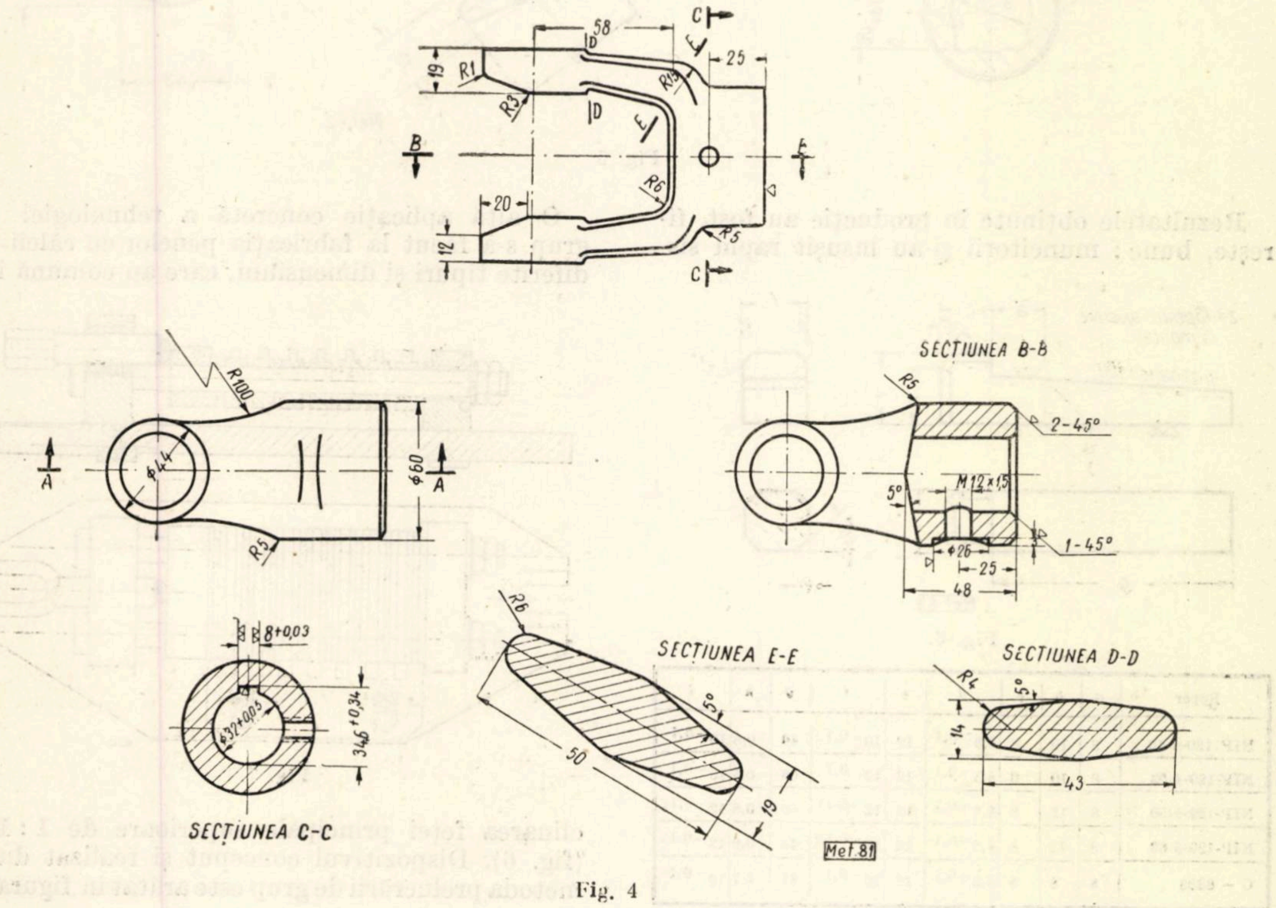

SECŢIUNEA A-A
SECŢIUNEA B-B
SECŢIUNEA C-C
SECŢIUNEA D-D
SECŢIUNEA E-E
Met 79

Fig. 2



58
C
E
25
19
R3
R15
B
B
20
R6
R15
R5
L
12
C
+0,126
1,6
89-0,140
83,2-0,140
2-45°
ϕ33,9+0,340
83
79
51
55
ϕ32+0,09-0,020
R3
R3
2-45°
29
105
SECȚIUNEA B-B
R4
8°
14
43
R 100
ϕ44
A
A
ϕ60
R6
SECȚIUNEA C-C
SECȚIUNEA E-E
R5
3
5°
ϕ26
48
0,5-45°
R 0,5
ϕ29+0,280
M12x1,5
8,75+0,062+0,024
ϕ35+0,050
R6
5°
19
60

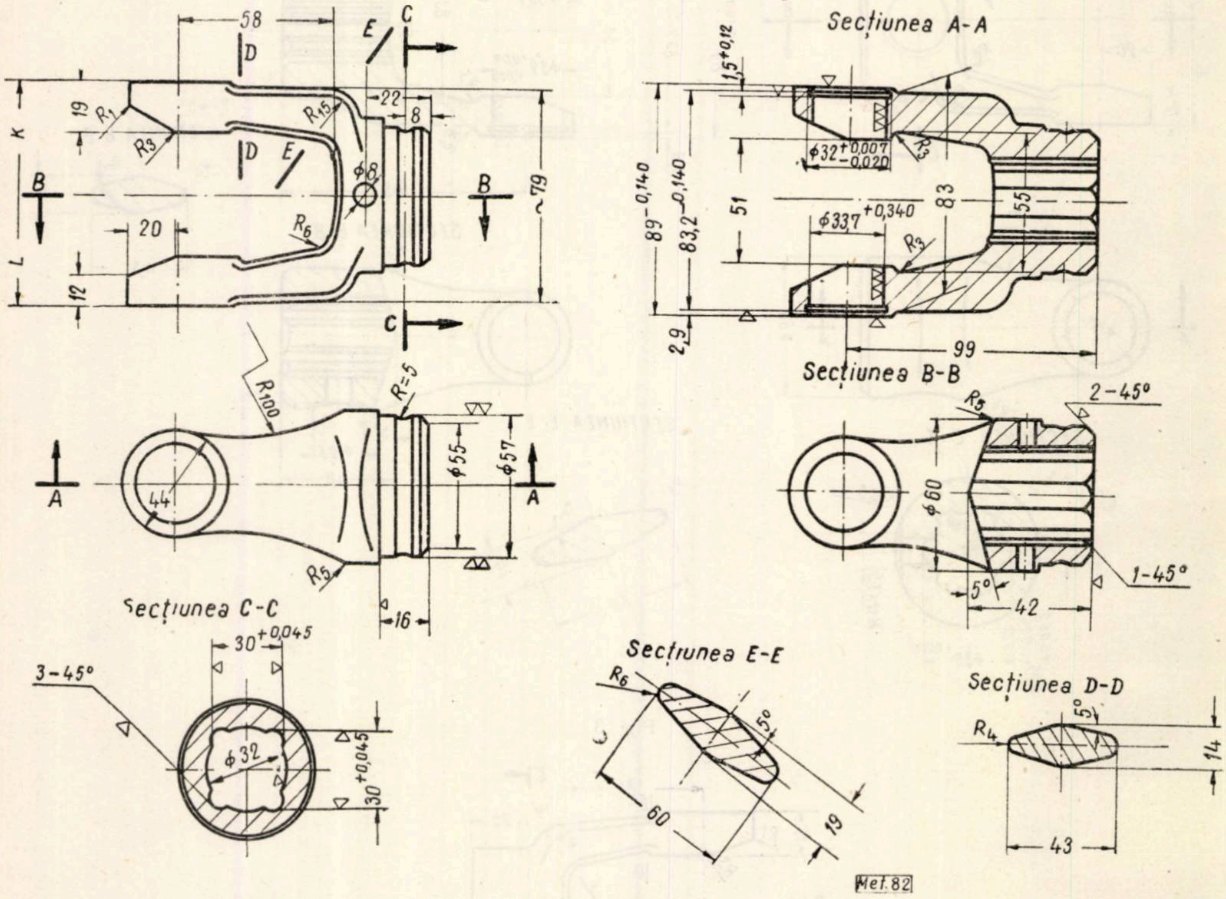
Fig. 3



58
C
D
25
19
R1
R3
R15
E
D
E
B
F
R6
20
12
R5
C
SECȚIUNEA B-B
R100
R5
2-45°
ϕ44
A
A
ϕ60
5°
M12x1,5
R5
ϕ26
1-45°
25
48
8+0,03
ϕ32+0,03
34,6+0,34
SECȚIUNEA C-C
R6
SECȚIUNEA E-E
5°
50
19
SECȚIUNEA D-D
R4
5°
14
43
Met.81

Fig. 4

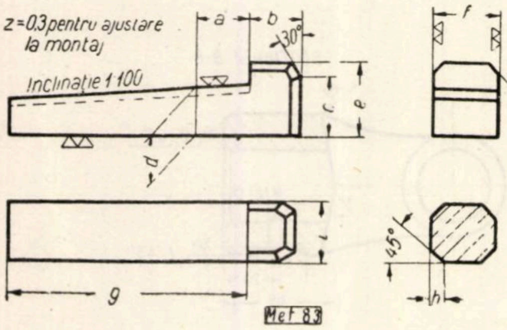
în loc de zece, se vede că s-a realizat sarcina pe care trebuie să o îndeplinească tehnologia de grup, anume de a asigura o pregătire tehnologică rentabilă şi scurtă ca durată.



Secţiunea A-A
Secţiunea B-B
Secţiunea C-C
Secţiunea D-D
Secţiunea E-E
58
22
8
20
19
12
K
L
~79
R1
R3
R15
R6
R100
R=5
R5
ϕ8
ϕ55
ϕ57
44
16
$30^{+0,045}$
3-45°
ϕ32
$30^{+0,045}$
$1,5^{+0,12}$
$ϕ32^{+0,007}_{-0,020}$
$ϕ33,7^{+0,340}$
$89^{-0,140}$
$83,2^{-0,140}$
51
83
55
2,9
99
2-45°
1-45°
ϕ60
5°
42
R6
5°
60
19
R4
14
43
A
B
C
D
E
Met. 82

Fig. 5

Rezultatele obţinute în producţie au fost, fireşte, bune: muncitorii şi-au însuşit rapid sistemul de lucru şi folosirea dispozitivelor, iar planul de producţie a fost îndeplinit fără dificultate, deşi piesele matriţate obţinute prin colaborare s-au livrat cu întîrziere.



z=0,3pentru ajustare la montaj
Inclinaţie 1:100
a
b
30°
c
e
d
f
1-45°
g
i
45°
h
Met 83

Fig. 6.

Reper	a	b	c	d	e	f	g	h	i
NIP 129-4-40	8	10	8	$8,3^{+0,1}$	12	$10^{-0,1}$	40	0,8	$10^{-0,1}$
NIP-129-4-63	8	10	8	$8,3^{+0,1}$	12	$10^{-0,1}$	63	0,5	$10^{-0,1}$
NIP-129-5-50	8	12	8	$8,3^{+0,1}$	12	$12^{-0,11}$	60	0,8	$12^{-0,12}$
NIP-129-5-63	8	12	8	$8,3^{+0,1}$	12	$12^{-0,12}$	63	0,6	$12^{-0,12}$
C – 8333	8	8	8	$8,3^{+0,1}$	12	$10^{-0,1}$	45	0.7	$10^{-0,1}$

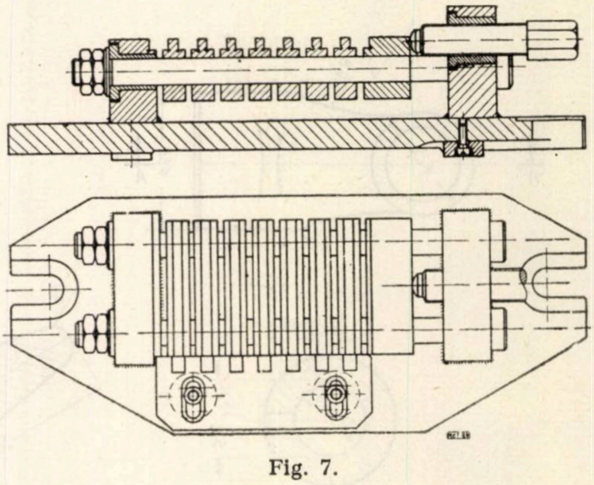


Fig. 7.

O altă aplicaţie concretă a tehnologiei de grup s-a făcut la fabricaţia penelor cu călcîi de diferite tipuri şi dimensiuni, care au comună înclinarea feţei principale superioare de 1 : 100 (fig. 6). Dispozitivul conceput şi realizat după metoda prelucrării de grup este arătat în figura 7.

Probele de omologare făcute cu acest dispozitiv au confirmat şi în acest caz aşteptările.

Aceste realizări sînt numai începuturi timide, cu care nu s-a atins încă fondul problemei, deoarece ele acoperă numai o infimă parte din volumul total de piese şi operaţii pe care le execută secţia de prelucrări mecanice a uzinei ,,Semănătoarea'' şi care se pot prelucra după principiul tehnologiei de grup. În adevăr, din totalul de circa 500 repere, pe care le prelucrează în prezent atelierul mecanic al uzinei ,,Semănătoarea'' pentru fabricaţia curentă de serie, la cel puţin 50% se poate aplica, într-o măsură mai mare sau mai mică, prelucrarea după principiile tehnologiei de grup. Aceasta arată că drumul care mai trebuie parcurs este încă lung.

Factorii care încetinesc trecerea la o extindere largă a tehnologiei de grup la uzina ,,Semănătoarea'' sînt în parte obiectivi. Este vorba, în primul rînd, de existenţa unui parc mare de SDV-uri pentru produsele aflate în fabricaţie de mulţi ani, care mai pot fi folosite încă vreme îndelungată şi dintre care o bună parte ar urma să fie sacrificate în cazul trecerii masive la tehnologia de grup. În al doilea rînd, este vorba de reutilarea uzinei, care se află în curs şi care se va termina în următorii ani. Evident că dotarea cu maşini moderne speciale creează tehnologiei de grup alte condiţii decît dotarea cu maşini universale. De exemplu, analizîndu-se prelucrarea preliminară a pinioanelor cu dantură conică dreaptă după principiul tehnologiei de grup, în cazul dotării cu maşini universale, soluţiile sînt cu totul altele decît în cazul în care se dispune de strunguri de copiat. De asemenea, dotarea cu o maşină de transfer, pentru uzinarea furcilor cardanice, duce la aplicarea tehnologiei de grup în forma sa cea mai avansată, care e mult deosebită de forma valabilă pentru cazul fabricaţiei pe maşini universale.

Nu este mai puţin adevărat însă că o îndelungată deprindere a lucrului după sistemele perimate de organizare a producţiei şi tehnologiei este principala cauză care împiedică aplicarea pe scară mai largă şi în mod mai organizat a tehnologiei de grup. Măsurile pregătitoare luate de uzina ,,Semănătoarea" au ca scop principal tocmai combaterea acestei influenţe. Măsurile cu caracter tehnico-organizatoric descrise premerg acţiunii organizate, care va forma în anul 1962 una dintre sarcinile principale ale colectivului de ingineri, tehnicieni şi muncitori ai uzinei.

În încheiere, se vor expune cîteva păreri cu privire la unele aspecte ale trecerii la tehnologia de grup.

Principiile de bază ale acestei metode duc la necesitatea grupării unui număr cît mai mare de repere, în vederea efectuării prelucrărilor comune pe maşini şi dispozitive comune. Acest lucru este, fără îndoială, just, dar în uzinele cu mai multe produse în fabricaţie poate duce la greutăţi caracterizate printr-un volum de muncă de pregătire a fabricaţiei disproporţionat faţă de rezultate. De aceea, la uzina ,,Semănătoarea'' se va căuta să se aplice tehnologia de grup pe produse, fapt care prezintă o deosebită importanţă mai ales pentru anii următori, în care se prevede punerea în fabricaţie a multor produse noi. Sistemul devine astfel mai elastic, mai operativ şi — totodată — permite realizarea tuturor sarcinilor tehnologiei de grup. Această părere este confirmată şi de experienţa uzinei VEB Carl Zeiss Jena din R. D. Germană, care — după o experienţă îndelungată în acest domeniu — a ajuns la aceleaşi concluzii.

Un alt aspect, care a apărut la analiza posibilităţilor de aplicare a tehnologiei de grup la uzina ,,Semănătoarea'', este acela al compatibilităţii organizării producţiei pe linii tehnologice cu aplicarea tehnologiei de grup. Sînt unele păreri că tehnologia de grup şi-ar găsi expresia organizatorică optimă în aşezarea maşinilor pe grupe asemănătoare, pentru că în felul acesta s-ar putea cunoaşte şi exploata toate posibilităţile grupului respectiv de maşini. Acest lucru poate fi valabil în uzinele în care toate sau marea majoritate a reperelor se pot prelucra complet pe cîte o singură maşină, ceea ce practic nu este posibil decît în cazuri excepţionale. Pentru fabricaţia obişnuită în construcţia de maşini însă, majoritatea — dacă nu chiar totalitatea — pieselor suferă operaţii de prelucrare pe cel puţin 2—3 tipuri de maşini.

Pentru a combina avantajele tehnologiei de grup cu cele ale organizării producţiei pe linii tehnologice cu ciclu încheiat, care livrează piese complet uzinate, se vede că nu numai că nu există incompatibilitate între aceste două sisteme, dar chiar că este indicată combinarea lor în uzinele constructoare de maşini. Pentru aceste motive, uzina ,,Semănătoarea'' va rămîne la organizarea prelucrărilor mecanice pe linii tehnologice specializate pe piese asemănătoare tehnologic şi dimensional, în cadrul cărora se va aplica tehnologia de grup pe produse.

Desigur că, pe măsură ce se va înainta pe calea aplicării tehnologiei de grup, se vor ridica şi alte probleme, care îşi vor găsi rezolvarea numai prin analiza factorilor concreţi şi prin aplicarea în mod creator a principiilor de bază ale acestei metode care au revoluţionat tehnologia construcţiilor de maşini.

Din viața uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.643.4 : 621.991

Contribuții la filetarea rațională a fitingurilor

Ing. SAUER LEOPOLD
Institutul politehnic — Brașov

Comportarea în exploatare a fitingurilor este determinată, în mare măsură, de calitatea îmbinărilor filetate. Astfel, filetele cu care sînt prevăzute aceste produse trebuie să îndeplinească anumite condiții tehnice (interschimbabilitate, etanșeitate, siguranță împotriva trepidațiilor), care trebuie luate în considerare la elaborarea procesului tehnologic de filetare. Problema realizării unei anumite stabilități în privința dimensionării și executării profilului filetului formează obiectivul principal în procesul tehnologic de așchiere a acestor produse.

După cum se știe, filetarea este o prelucrare de profilare, la care profilul sculei se reproduce fidel pe pereții piesei. Reușita ei depinde, în cea mai mare parte, de construcția judicioasă a sculei de așchiere, la care dimensionarea profilului sculei trebuie să asigure atît formarea corectă a filetului, cît și o durată de serviciu cît mai mare a sculei. Această problemă este dificilă la sculele de filetare autoconduse, cum sînt tarozii și filierele, la care, în afară de parametrii muchiilor de așchiere, care denaturează în oarecare măsură profilul și toleranțele de execuție a profilului, trebuie să se țină seamă în primul rînd de diametrele caracteristice ale filetului nominal, determinante pentru filetul așchiat. Numai prin rezolvarea unitară a acestor probleme pot fi create condiții pentru o fabricație rațională.

Filetele gaz (STAS 402—49), cu care sînt prevăzute fitingurile, nu pot fi tratate în același mod ca și filetele metrice sau Whitworth, deoarece la aceste filete pasul nu crește proporțional cu diametrul. Din acest motiv, toleranțele de execuție a filetului precum și dimensionarea profilului sculei nu pot fi determinate cu ajutorul unității convenționale de toleranță — 1 U.T. $= 67\sqrt{p}$ —. Astfel, la filetele gaz lipsește documentația necesară pentru determinarea profilului sculei, documentația existentă referindu-se numai la filete metrice și în țoli. Standardele noastre pentru filetul gaz prevăd toleranțele de execuție, calculate corect cu ajutorul unei formule convenționale, care în acest caz nu mai este în funcție de unitatea convențională de toleranță, ci este o funcție de rădăcină cubică a diametrului nominal.

O altă deficiență la stabilirea diametrelor caracteristice ale profilului tarodului și ale filierei constă în faptul că nu se ține seamă de particularitatea filetelor fitingurilor, care trebuie executate în condițiile unui ajustaj de strîngere. Aceasta se datorește faptului că documentația existentă pentru filetele metrice și în țoli se referă la condițiile unui ajustaj de alunecare și eronat se aplică în mod mecanic și la filetele gaz.

În sfîrșit, mai trebuie relevat un neajuns, care nu poate fi eliminat la construcția tarodului și a filierei pentru filete gaz. Anume, la filetele metrice și în țoli, calitatea filetului așchiat este condiționată de fundul profilului sculei, care nu trebuie să ia parte la așchiere, deoarece numai în felul acesta se obține un filet nerizat. La sculele de filetare pentru filetul gaz, este necesar să se așchieze profilul întreg, profilul filetului fiind rotunjit la vîrf și la fund.

Uzina nr. 2 — Brașov utilizează, pentru executarea filetului interior, metoda de filetare cu tarodul, iar pentru filetul exterior, metoda de filetare cu filiera. Întrucît caracterul producției uzinei este cel de serie, se va reveni asupra oportunității aplicării acestor metode.

În cele ce urmează autorul tratează numai problemele pe care le consideră insuficient lămurite și care nu au primit încă o rezolvare satisfăcătoare, cum ar fi determinarea diametrelor corecte ale sculelor, rezerva de uzură și toleranțele lor de execuție, dînd unele recomandări pentru îmbunătățirea procesului tehnologic de filetare.

1. Profilul sculelor

Punctul de plecare în problemele de filetare este profilul teoretic al filetului, definit cu valorile nominale ale parametrilor și ale rotunjirilor la vîrf și fund, indicate de standardele respective. Execuția practică a unui filet care să corespundă profilului teoretic nu este posibilă.

Pentru ca un șurub să se înșurubeze într-o piuliță trebuie, în general, ca toate dimensiunile lui să rămînă în interiorul profilului teoretic al filetului, iar dimensiunile piuliței să rămînă la exteriorul profilului teoretic. Profilul teoretic constituie, deci, punctul de pornire pe care se bazează toleranțele admise în fabricația filetelor, reprezentînd, la ajustajul alunecător, limita pe care un filet executat nu are voie s-o depășească în direcția contrapiesei. De aceea, toleranțele diametrelor trebuie să fie date în direcția în care sînt luate așchiile.

La o înșurubare corectă, trebuie ca flancurile filetului piuliței să se așeze cu toată suprafața pe flancurile filetului șurubului. Aceasta nu înseamnă însă că nu va exista un joc între flancuri, deoarece o așezare fără joc între flancuri se va putea obține numai în cazul realizării profilului teoretic.

Ținînd seamă de faptul că vîrful filetului alunecă liber în fundul filetului contrapiesei și că cele două profile — al șurubului și al piuliței — vor diferi mai mult sau mai puțin de profilul teoretic, va rezulta totdeauna un joc între flancurile îmbinării, ceea ce provoacă o ușoară clătinare a șurubului în piuliță, bineînțeles la o înșurubare cu ajustaj de alunecare. Cea mai mare importanță trebuie dată diametrului mediu al filetului, întrucît toleranțele sale exprimă abaterile de la profilul teoretic.

Înainte de a intra în miezul problemei, trebuie făcută o precizare în privința deformării profilului filetului, cauzată de geometria muchiilor de așchiere, tratată pe larg în cărțile de specialitate, în care se remarcă însă o divergență de păreri privind dimensionarea profilului tarozilor pentru filete ascuțite, categorie în care se încadrează și filetul gaz. Unii specialiști pretind că, la tarozii rectificați, este necesară o corectare a profilului, care suferă deformări din cauza detalonării pe flancuri. Această deformare, care într-adevăr apare, este însă mică și intră în cadrul toleranțelor de execuție, detalonarea fiind numai de 0,02—0,04 mm, astfel încît o eventuală corectare ar implica dificultăți în executarea profilului sculei și, ca atare, nu este justificată.

Așadar, dimensionarea profilului acestor scule se reduce la așezarea cîmpului de toleranță al sculei între limitele de toleranță ale piesei, ținînd seamă de metoda de lucru, de eventualele deformări provocate de tratamentul termic, precum și de comportarea materialului piesei la filetare. În același timp, se va prevedea și o rezervă de uzură, pentru asigurarea unei durate raționale de serviciu a sculei.

1.1. *Profilul tarozilor*. Dimensiunile profilului tarodului trebuie să fie mai mari decît acelea ale profilului teoretic, aceasta fiind condiția de bază pentru asigurarea calității înșurubării și pentru situarea filetului piuliței deasupra profilului teoretic.

Precizia filetului piuliței este determinată de toleranțele de execuție ale tarodului. Astfel, filetul realizat cu tarozii rectificați pe profil va avea abateri mai mici, față de valorile nominale, decît filetul realizat cu tarozi nerectificați.

Pentru filetarea fitingurilor sînt utilizați tarozii cilindrici, rectificați pe flancuri (clasa de precizie mijlocie), care la o exploatare corectă ar putea să realizeze un filet de clasa I de precizie. Astfel, cele ce urmează au valabilitate numai pentru aceste scule.

Din analiza așezării cîmpurilor de toleranțe ale piuliței și ale tarodului (fig. 1), rezultă implicit dimensiunile de execuție pentru profilul sculei.

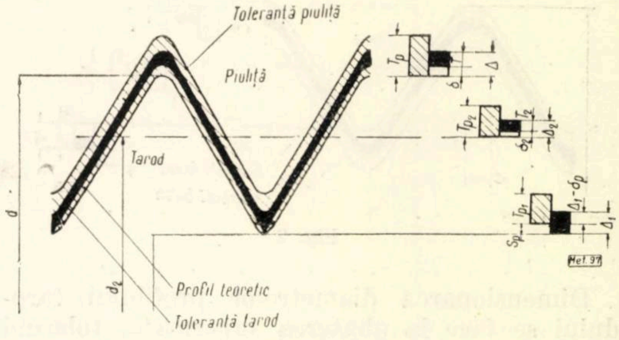


Fig. 1

Diametrul mediu, elementul filetului care are cea mai mare importanță pentru calitatea înșurubării, se situează cu ambele abateri — cea inferioară și cea superioară — peste cel nominal. Abaterea inferioară trebuie să asigure o depășire a diametrului mediu al piuliței, pentru a asigura durata de serviciu a tarodului. Astfel, rezerva de uzură δ_2 este absolut necesară și se poate calcula procentual din toleranța piuliței indicată de standard:

$$\delta_2 = 0{,}16\ T_{p2},\ \text{microni.}$$

Abaterea superioară trebuie să țină seamă de lărgirea găurii de filetat, adică de faptul că filetul executat va avea diametrul mediu mai mare decît cel al tarodului. Din această cauză, abaterea superioară a diametrului mediu al tarodului se alege sub abaterea superioară a piuliței, și anume:

$$\Delta_2 = 0{,}44\ T_{p2},\ \text{microni.}$$

Toleranța de execuție pentru diametrul mediu se obține din diferența dintre ambele abateri:

$$T_2 = \Delta_2 - \delta_2 = 0{,}28\ T_{p2}.$$

Analog se procedează cu diametrul exterior, calculînd abaterile din toleranța piuliței la diametrul exterior:

$$\delta = 0{,}16\ T_p;$$

$$\Delta = 0{,}44\ T_p;$$

$$T = \Delta - \delta = 0{,}28\ T_p.$$

Diametrul interior se prevede numai cu abaterea superioară, care asigură ca vîrful piuliței să nu se culce pe fundul șurubului. Tarodul începe să așchieze cu această porțiune numai în cazul cînd diametrul găurii este la cota minimă sau sub aceasta:

$$\Delta_1 = 1{,}2\ \delta_p.$$

Abaterea inferioară coincide cu profilul teoretic.

Pentru toate diametrele, valorile obținute trebuie să fie rotunjite la a treia zecimală.

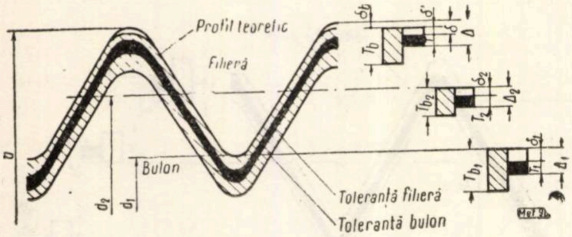


Fig. 2

Dimensionarea diametrelor profilului tarodului se face la abaterea superioară, tolerînd în minus toleranța de execuție, de exemplu:

$$d_2 = (d_{2\,\text{teoretic}} + \Delta_2)^{-T_2}.$$

Dacă totuși filetul tăiat cu tarodul are unele abateri față de dimensiunile prescrise, aceasta se poate datori următorilor factori:

- calitatea materialului de prelucrat (plasticitate, omogenitate, compoziție);
- regimul de lucru;
- ungerea;
- stabilitatea sculei.

Pentru stabilirea toleranțelor pasului filetului și a semiunghiurilor flancurilor, sînt valabile datele indicate în literatura de specialitate.

1.2. *Profilul filierelor.* Fitingurile sînt prevăzute atît cu filete cilindrice cu ajustaj alunecător, cît și cu filete exterioare conice cu ajustaj de strîngere. În ultimul caz, îmbinarea filetată este formată dintr-un filet interior cilindric, cu ajustaj alunecător și un filet exterior conic cu ajustaj de strîngere.

Astfel, dimensiunile determinate pentru tarod sînt valabile pentru ambele variante.

Diametrele filetului filierei se stabilesc în așa fel, încît cîmpurile lor de toleranțe să fie situate în cîmpul de toleranță al diametrelor filetului piesei prelucrate, ceea ce se realizează prin așezarea dimensiunilor filetului filierei sub profilul teoretic.

La filiere, toleranțele sînt — de asemenea — diferite pentru filet nerectificat și pentru filet rectificat sau rodat.

Uzina nr. 2 — Brașov utilizează filiere cu filet nerectificat, clasa de precizie mijlocie.

Schema așezării cîmpurilor de toleranțe ale șurubului și ale filierei este arătată în figura 2.

Diametrul mediu determină calitatea înșurubării și se situează cu ambele abateri sub ce nominal, în interiorul cîmpului de toleranțe al șurubului. Avîndu-se în vedere uzura, filierele se prevăd cu o rezervă pentru uzură:

$$\delta_2 = 0{,}39\ T_{b2}.$$

Cu alte cuvinte, abaterea superioară a filierei este egală cu diametrul mediu nominal minus 0,39 T_{b2}. Abaterea inferioară se stabilește ținîndu-se seamă de neprecizia de execuție a filierei și se așază peste abaterea inferioară a șurubului, și anume:

$$\Delta_2 = 0{,}67\ T_{b2}.$$

Toleranța de execuție la diametrul mediu rezultă din diferența dintre ambele abateri:

$$T_2 = \Delta_2 - \delta_2 = 0{,}28\ T_{b2}.$$

Diametrul exterior primește o rezervă de uzură:

$$\delta' = 0{,}17\ T_b.$$

Abaterile se stabilesc în așa fel, încît fundul profilului să efectueze rotunjirea filetului numai în cazul cînd șurubul este spre limita superioară sau o depășește. Abaterea superioară de la profilul teoretic va fi:

$$\delta = \delta_b + \delta' = \delta_b + 0{,}17\ T_b;$$

δ_b și T_b sînt date în standardele filetului. Abaterea inferioară ține seamă de toleranța de execuție și de toleranța filetului și se alege:

$$\Delta = \delta_b + 0{,}45\ T_b.$$

Diferența ambelor abateri reprezintă toleranța de execuție:

$$T = \Delta - \delta = 0{,}28\ T_b.$$

Diametrul interior are următoarele abateri:

$$\delta_1 = 0{,}17\ T_{b1};$$

$$\Delta_1 = 0{,}45\ T_{b1};$$

$$T_1 = 0{,}28\ T_{b1}.$$

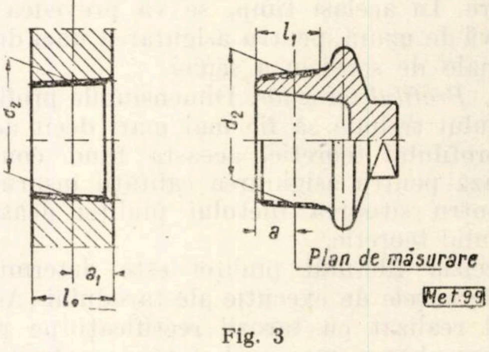


Fig. 3

Dimensionarea diametrelor profilului filierei se face la abaterea inferioară, admițîndu-se în plus toleranța de execuție, de exemplu:

$$d_2 = (d_{2\,\text{teoretic}} - 0{,}67\ T_{b_2})^{+0{,}28\,T_{b_2}}.$$

Filierele conice se dimensionează în planul de măsurare, care se calculează din planul de măsurare al filetului, indicat de standarde. Figura 3 arată piesa și filiera cu planul de măsurare și diametrele lor medii.

Planul de măsurare al filierei este:

$$a_1 = l_1 - \frac{a_{min} + a_{max}}{2}.$$

Grosimea filierei este:

$$l_2 = l_1 + (2 - 3)\,p.$$

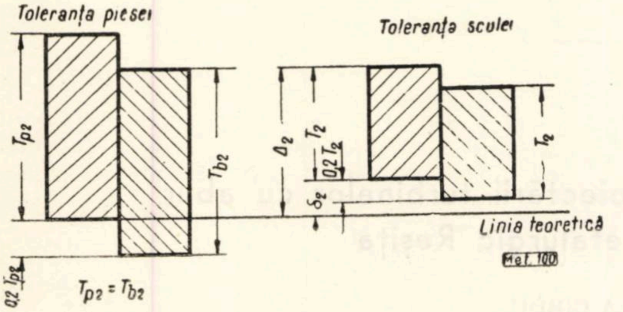


Fig. 4

La stabilirea diametrului mediu al filierei în planul de măsurare, se ia în considerare ajustajul de strîngere (fig. 4):

$$d_2 = (d_{2\,\text{teoretic}} + 0{,}16\ T_{b2})^{\substack{+0{,}8\,T_2 \\ -0{,}2\,T_2}}.$$

2. Observații și recomandări pentru filetarea rațională

Productivitatea filetării cu tarodul și cu filiera este nefavorabil influențată de cursa de întoarcere (cursa în gol) a sculei, necesară pentru deșurubarea sculei de pe piesa filetată. Timpul de mașină primește din acest motiv valori mari, nesatisfăcătoare pentru o producție rațională, fiind direct proporțional cu timpul de întoarcere.

Cu toate că prelucrarea cu tarozi a filetului interior este o operație puțin productivă și costisitoare, totuși ea trebuie folosită la fitinguri, întrucît diametrele uzuale sînt sub 2'', caz în care nu se pot aplica alte metode de prelucrare a filetului.

Prelucrarea filetului exterior cu filiera poate fi însă înlocuită cu succes prin metode mai productive, care folosesc scule mai simple. Metoda cea mai adecvată pentru producția Uzinei nr. 2 — Brașov este filetarea cu capete de filetare staționare, declanșabile cu bacuri tangențiale sau circulare, care pot fi utilizate și pe strunguri automate sau pe strunguri-revolver și care în cazul cînd nu pot fi procurate din import, pot fi construite fără dificultăți în fabrică. Un mare avantaj al acestei metode constă în utilizarea aceleiași garnituri de scule pentru o gamă întreagă de diametre. Astfel, de exemplu, diametrele G 1'' — G 6'' au același pas (11 pași pe un țol) și pot fi tăiate cu aceleași scule.

O atenție deosebită trebuie dată calității fontei maleabile, întrucît viteza de așchiere utilizată este în funcție de aceasta. O fontă bine maleabilizată permite, în cazul folosirii unor scule bune, o viteză de așchiere de 10—12 m/min, sculele prezentînd încă uzuri normale.

Un alt factor important, atît pentru productivitatea filetării cît și pentru calitatea filetelor executate, este răcirea și ungerea. La fitinguri poate fi utilizat atît ulei de așchiere, cît și emulsie de găurit. Uleiul de așchiere este preferabil la tăierea filetului. Felul lichidului de răcire și ungere influențează precizia de execuție; prin răcire cu emulsie, filetul piuliței rezultă mai mic decît prin răcire cu ulei de așchiere. Pentru stabilirea compoziției uleiului de așchiere adecvat scopului (ulei mineral, apă, alte adaosuri), trebuie să se efectueze încercări care vor duce, în mod sigur, la îmbunătățirea procesului tehnologic de filetare.

Exemple pentru filet G 1''

a) *Filet teoretic*

d	d_2	d_1
33,249	31,770	30,291

b) *Tarod*

Filetul piesei:

$d^{\substack{+0 \\ +0{,}430}}$ $\qquad d_2^{+0{,}193}$ $\qquad d_1^{\substack{+0{,}193 \\ +0{,}499}}$

Filetul tarodului:

$$d = (d_{\text{teoretic}} + 0{,}44\ T_p)^{-T} = (33{,}249 + 0{,}189)^{-0{,}120} =$$

$$= 33{,}438^{-0.120};$$

$$d_2 = (d_{2\ \text{teoretic}} + 0{,}44\ T_{p2})^{-T_2} = (31{,}770 + 0{,}085)^{-0{,}054} =$$

$$= 31{,}855^{-0{,}054};$$

$$d_1 = d_{1\ \text{teoretic}} + 1{,}2\ \delta_p)^{-1{,}2\delta_p} = (30{,}291 + 0{,}166)^{-0{,}166} =$$

$$= 30{,}457^{-0{,}166};$$

c) *Filiera*

Filetul piesei:

$d^{\substack{-0{,}069 \\ -0{,}499}}$ $\qquad d_2 - 0{,}193$ $\qquad d_1^{\substack{-0 \\ -0{,}514}}$

Filetul filierei cilindrice:

$$d = [d_{\text{teoretic}} - (\delta_b + 0{,}45\ T_b)]^{+T} = [32{,}249 - (0{,}069 + 0{,}45 \cdot 0{,}430)]^{+0{,}28\ T_b}$$

$$\boxed{d = 32{,}987^{+0{,}120}}$$

$$d_2 = (d_{2\,\text{teoretic}} - 0{,}67\,T_{b2})^{+0{,}28\ T_{b2}} = (31{,}770 - 0{,}129)^{+0{,}054}$$

$$\boxed{d_2 = 31{,}641^{+0{,}054}}$$

$$d_1 = (d_{1\,\text{teoretic}} - 0{,}45\ T_{b1})^{+0{,}28\ T_{b1}} = (30{,}291 - 0{,}231)^{+0{,}143}$$

$$\boxed{d_1 = 30{,}060^{+0{,}143}}$$

Filetul filierei conice:

$$d_2' = (d_{2\,\text{teoretic}} + 0{,}16\ T_{b2})^{+0{,}8T_2}_{-0{,}2T_2} = (31{,}770 + 0{,}031)^{+0{,}8T_2}_{-0{,}2T_2}$$

$$\boxed{d_2' = 31{,}801^{+0{,}043}_{-0{,}010} = 31{,}791^{+0{,}054}}$$

CZ 621.165.018 : 621.71

Eficacitatea economică a proiectării turbinelor cu abur la Combinatul metalurgic Reșița

Ing. MIRCEA CÎRDU
Combinatul metalurgic – Reșița

Munca de proiectare în construcția de mașini își poate aduce contribuția la ridicarea eficacității economice a agregatelor industriale pe următoarele căi:

1. Ridicarea performanțelor pe care le vor da agregatele respective în funcționare, prin adoptarea unor măsuri constructive menite să îmbunătățească caracteristicile funcționale ale subansamblurilor care compun aceste agregate.

2. Reducerea prețului de cost al agregatului respectiv, care se poate realiza prin:

— alegerea unor soluții constructive justificate din punct de vedere economic, în urma efectuării unui minuțios calcul tehnico-economic;

— măsuri constructive pentru reducerea greutății pieselor și subansamblurilor;

— înlocuirea materialelor deficitare și reducerea sortimentului de materiale folosit;

— măsuri constructive care dau posibilitatea aplicării unor tehnologii simple, în vederea reducerii manoperei de execuție și pentru a se permite adaosuri de prelucrare reduse;

— folosirea pe scară largă a pieselor standardizate și subansamblurilor tipizate.

3. Mărirea productivității muncii de proiectare, prin adoptarea celor mai eficace și rapide metode de calcul.

În continuare, vom arăta cîteva aspecte ale introducerii elementelor de tehnică nouă în proiectarea turbinelor cu abur care au fost fabricate în ultimul timp sau urmează să fie fabricate la Combinatul metalurgic Reșița și ale căror caracteristici principale sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Tipul turbinei	Puterea kW	Turația rot/min	Presiunea inițială a aburului ata	Temperatura inițială a aburului °C	Presiunea la priza reglată ata	Presiunea la priza nereglată ata	Presiunea la contrapresiune ata	Observații
AS6	6 000	3 000	35	435	$11 \pm \frac{2}{3}$	1,05	—	Turbină cu condensație
AKP3	3 000	3 000	35	435	—	—	3 ± 1	
AKTP4	4 000	3 000	35	435	$15 \pm \frac{2}{3}$	—	3 ± 1	
AKTR4	4 000	3 000	35	435	$15 \pm \frac{2}{3}$	—	5 ± 1	
TKP1	1 000	5 925/3 000	15	345	—	—	4 ± 1	Turbina are reductor de turație

Măsuri constructive pentru îmbunătățirea caracteristicilor funcționale ale subansamblurilor

Întrucît la turbinele de tip vechi s-au observat unele deficiențe în ceea ce privește prelucrarea eforturilor care apar pe pastilele lagărului axial, turbinele AKTP4 și AKTR4 au fost prevăzute cu lagăre axiale, ale căror pastile sînt montate pe un suport elastic. Sistemul adoptat permite deplasări mici ale pastilelor în direcția axială, realizîndu-se în mod automat o uniformizare a eforturilor pe aceste pastile.

La turbina TKP1, avînd în vedere turația ridicată, pentru lagărul axial radial, s-a adoptat o construcție nouă diferită de lagărele existente la celelalte turbine CMR. Acest tip de lagăr se caracterizează prin următoarele :

— presiunea uleiului în lagăr este de 1 at, față de 0,5 at la celelalte turbine CMR ;

— introducerea uleiului pentru ungerea lagărului se face de la periferie spre centru și scurgerea se realizează prin zona centrală a lagărului ;

— colțurile segmenților sînt rotunjite în sensul antrenării uleiului de către discul lagărului axial. Aceasta pentru a se evita crearea de turbioane în ulei, în spațiile dintre segmenți.

Măsurile arătate au ca scop reducerea fenomenului de înspumare a uleiului, care apare mai ales în cazul lagărelor care lucrează la turații ridicate, obținîndu-se totodată posibilitatea admiterii unor presiuni specifice mai ridicate pe segmenți.

Segmenții lagărului sînt executați din bronz fosforos și acoperiți cu un strat subțire de staniu. Bronzul dă o mare siguranță în exploatare, iar staniul ușurează rodarea suprafețelor segmenților și contribuie la uniformizarea încărcării lor.

Și la acest lagăr, segmenții sînt montați pe suporți elastici pentru o uniformizare și mai bună a încărcării.

Măsuri constructive pentru reducerea greutății pieselor și subansamblurilor

Pentru a se reduce greutatea rotorilor, la turbinele AS6, AKTP4, AKTR4 și TKP1 au fost adoptați arbori elastici. La un arbore elastic, cu 20% mai lung decît unul rigid, greutatea este aceeași.

Adoptarea de arbori elastici impune ridicarea la maximum a preciziei de calcul al turației critice atît pentru rotorul turbinei, cît și pentru ansamblul rotor-turbină, rotor-generator.

Aceasta pentru ca turațiile critice respective să nu aibă valori apropiate de turația de regim a agregatului, recomandîndu-se să fie cu cel puțin 20% mai mici.

Calculele laborioase ale turațiilor critice au fost executate la mașina electronică, în colaborare cu Institutul de fizică atomică al Academiei R.P.R. [2].

În vederea reducerii greutății agregatului, la turbina TKP1 a fost adoptată o turație de regim de 5 925 rot/min, prevăzîndu-se un reductor de turație între turbină și generator.

În urma efectuării unui calcul tehnico-economic, carcasa reductorului de turație a fost executată în construcție sudată, rezultînd o reducere a greutății cu 37,5% și o reducere a prețului de cost cu 14,5%, în raport cu o carcasă executată prin turnare.

Un mijloc important pentru reducerea greutății pieselor îl constituie introducerea în calculele de rezistență a unor coeficienți de siguranță mici, lucru care este posibil în urma unei cunoașteri cît mai precise a solicitărilor care iau naștere în piesele respective, precum și a influențelor pe care le au asupra rezistenței acestor piese diferiți factori ca tehnologia de execuție, calitatea suprafețelor prelucrate etc.

În prezent se studiază posibilitatea reducerii coeficienților de siguranță la carcasele turbinelor. În acest sens, în colaborare cu Institutul politehnic din Timișoara, au fost executate măsurări tensometrice prin care s-au determinat solicitările care apar în carcasele de formă complicată.

În vederea reducerii întregului volum al instalației, turbina TKP1 a fost amplasată pe o fundație fără subsol, lucru care permite o reducere importantă a volumului sălii mașinilor.

Înlocuirea materialelor deficitare și reducerea sortimentului de materiale folosite

La turbinele mai vechi, rotorii erau executați din oțel aliat Cr Ni Mo. Acest oțel a fost înlocuit, la turbinele recent proiectate, cu un oțel Cr Mo V. S-a redus astfel cu 75% consumul de nichel.

În vederea reducerii sortimentului de materiale prevăzute în standarde, au fost elaborate norme interne, creîndu-se astfel posibilitatea unei aprovizionări mai ușoare, a reducerii numărului de tipuri de șarje și a specializării în elaborarea, prelucrarea și tratamentul termic al materialelor.

Dăm ca exemplu efectul produs de aplicarea acestor norme la turbina AS6, proiectată în anul 1960, față de turbina AP3-1, proiectată în anul 1952.

În tabela 2 este dat numărul de sortimente din diferite materiale folosite în construcția acestor două tipuri de turbine.

Tabela 2

Tipul turbinei și anul proiectării	Sortimente din					
	OL	OL. C	Oțeluri aliate	Fc	Nefe-roase	Nemetalice
AP3-1 1952	15	6	19	8	26	14
AS6 1960	11	4	17	2	14	13
Reducerea	4	2	2	6	12	1
Reducerea, %	26,6	33,3	5	75	46	7

Din tabelă rezultă că la toate tipurile de materiale folosite în construcția turbinelor, sortimentele au fost reduse simțitor la turbina proiectată în anul 1960, în raport cu cea proiectată în anul 1952.

Măsuri constructive care dau posibilitatea aplicării unor tehnologii simple și a unor adaosuri de prelucrare reduse

În vederea unei importante simplificări a tehnologiei de execuție, rotorul turbinei TKP1 va fi executat în construcție monobloc (fig. 1).

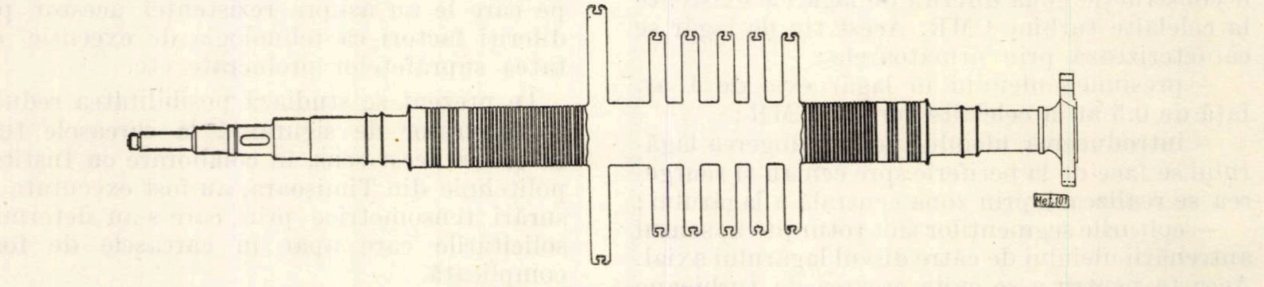


Fig. 1. Rotor monobloc.

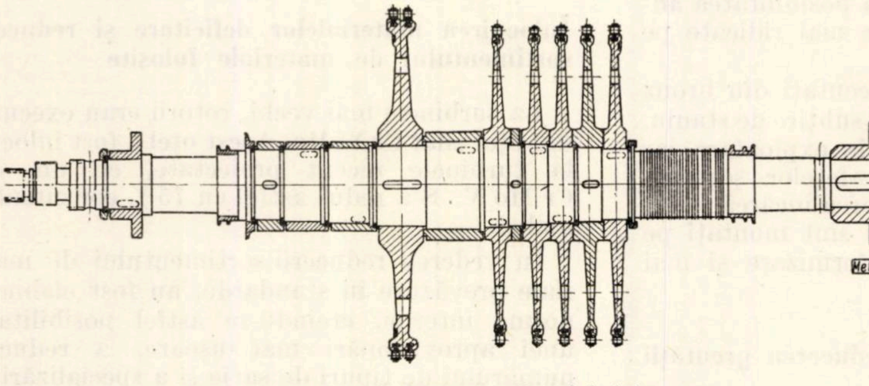


Fig. 2. Rotor cu discuri fretate.

La acest tip de rotor se elimină o bună parte din operațiile tehnologice care trebuie aplicate la rotorul cu discuri fretate (fig. 2), cum ar fi strunjirea interioară a discurilor, strunjirea exterioară a arborelui pe porțiunea de fretare a discurilor pe el, precum și operația de fretare a discurilor pe arbore.

Amintim că, în medie, pentru fretarea unui singur disc de turbină, este prevăzut un timp de 1 1/2 ore.

Tehnologia rotorului monobloc se simplifică și prin faptul că acesta constituie o singură piesă, în timp ce la rotorul cu discuri fretate, numărul de piese este mult mai mare, acesta fiind compus din arbore, discuri, inele de dilatare, inele de distanță, pene etc.

La turbinele de construcție mai veche, paletele roții Curtis erau executate prin frezare. Acest tip de palete a fost înlocuit cu palete laminate, la turbinele AS6, AKP3, AKTP4 și AKTR4. Prin simplificarea procesului tehnologic de execuție (laminare în loc de frezare) se obține un consum de material și manoperă mult mai scăzut. În urma revizuirii calculului de rezistență al paletelor și a condițiilor de scurgere a aburului, chiar la turbinele de tip mai vechi (AP3-1, ACS4-5, AC3), paletele frezate de la roata Curtis (fig. 3) au fost înlocuite cu palete laminate (fig. 4).

Tot pe linia realizării unor piese cu tehnologie simplificată, se enumeră și construirea labirinturilor de stator dintr-un singur corp, în locul labirinturilor din mai multe corpuri (fig. 5 și 6).

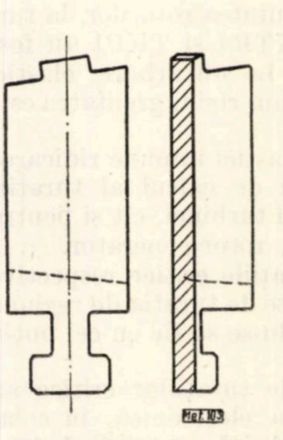


Fig. 3. Paletă frezată.

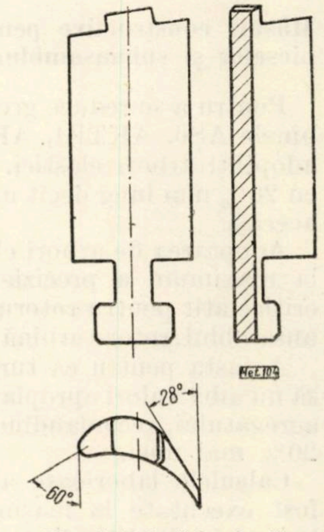


Fig. 4. Paletă laminată.

Pe lîngă faptul că tehnologia de execuție a labirinturilor într-un singur corp este simțitor redusă în raport cu cea a labirinturilor din mai multe corpuri, tipul nou de labirinturi prezintă și avantajul unei centrări mult mai ușoare. Avînd în vedere că montarea cuplelor pe arbori, prin intermediul penelor (fig. 7), necesită operații repetate de fretare și defretare ale cuplei la prelucrarea și centrarea penelor, la turbinele AS6, AKP3, AKTP4 și AKTR4 s-a prevăzut montarea cuplelor pe arbori prin intermediul unor știfturi (fig. 8).

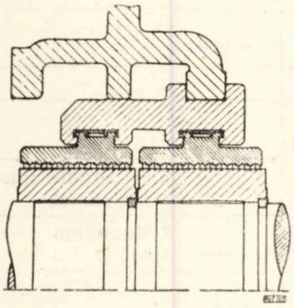


Fig. 5. Labirint din mai multe corpuri.

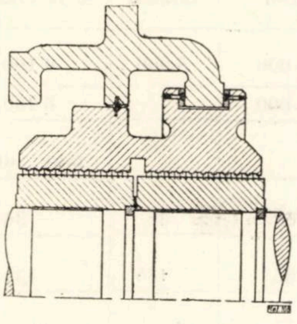


Fig. 6. Labirint dintr-un singur corp.

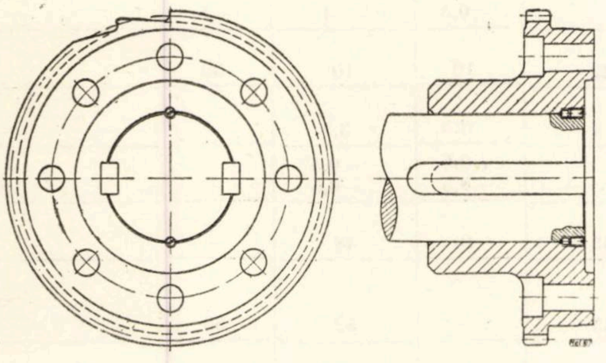


Fig. 7. Cuplă cu pene.

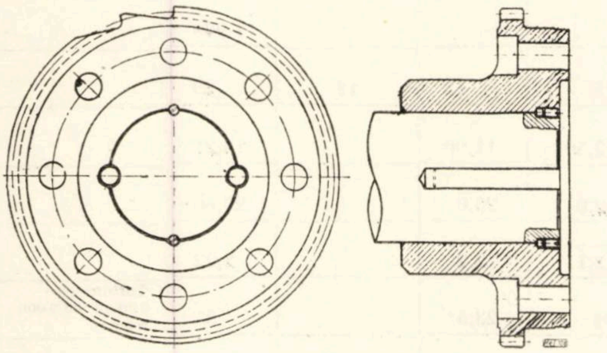


Fig. 8. Cuplă cu știfturi.

S-a obținut în acest fel o reducere simțitoare a manoperei de lăcătușerie.

O altă măsură destinată reducerii manoperei de execuție o constituie realizarea la turbina AS6 a unor diafragme cu suprafață neprelucrată. Se elimină operațiile de strunjire a acestor suprafețe ale diafragmelor, starea finală a lor rămînînd cea rezultată prin turnare.

Folosirea pieselor standardizate și subansamblurilor tipizate

Paralel cu creșterea numărului de piese standardizate pe turbină, s-a urmărit în permanență o reducere a sortimentului de a tfel de piese. În acest scop au fost elaborate norme interne de restrîngere a sortimentului de piese standardizate, în ceea ce privește forma, dimensiunile și materialul. Prin continua perfecționare a acestor norme și aplicarea lor la agregatele proiectate, comparînd, de exemplu, patru turbine cu abur cu condensație, proiectate în anii 1952, 1955, 1959 și 1960, rezultă datele din tabela 3.

Tabela 3

Anul proiectării	1952	1955	1959	1960
Tipul turbinei	AP3-1	AC3	AS3	AS6
Numărul de piese standardizate	10 022	8 329*	10 420	11 086
Numărul de repere standardizate	665	478*	556	488
Raportul dintre numărul de piese și numărul de repere standardizate	15,1	17,4	18,7	22,7

* Scăderea paralelă a numărului de piese standardizate și a numărului de repere la turbina AC3 în raport cu celelalte tipuri de turbine se explică prin faptul că această turbină este de construcție mai simplă neavînd priză reglată.

Din tabela 3 rezultă că raportul dintre numărul de piese și numărul de repere standardizate a crescut în mod continuu.

O altă preocupare, în munca de proiectare, a fost tipizarea subansamblurilor agregatelor, în scopul reducerii numărului de SDV necesare execuției acestora, ușurării asimilării în fabricație și creării posibilităților de realizare în serie.

În tabela 4 se dă ca exemplu creșterea numărului de subansambluri tipizate, utilizate în construcția turbinelor cu abur amintite.

Tabela 4

Anul proiectării	1952	1955	1959	1960
Tipul turbinei	AP3-1	AC3	AS3	AS6
Numărul de subansambluri tipizate folosite	0	13	21	29

Din tabela 4 rezultă că numărul de subansambluri tipizate folosite în construcția turbinelor cu abur a înregistrat o creștere continuă.

O analiză mai amănunțită a tipizării în construcția de turbine a fost făcută într-un articol apărut în revista „Metalurgia și Construcția de mașini” [3].

Tabela 5

Tabelă comparativă privind performanțele turboagregatului AS6-A 1 500/1 300, proiectat de C.M.R., raportate la produsele similare străine

Turboagregatul	Unitate de măsură	AS6-A 1 500/1 300	ČSN BRNO	ČSN BRNO	R. D. Germană	LANG R. P. Ungară	AP6-2 U.R.S.S.	Observații
Puterea nominală	kW	6 000	6 000	6 000	5 000	6 100	6 000	
Puterea maximă	kW	7 200	6 000	6 000		6 100		
Puterea la condensație pură	kW	6 000	max. 3 000			max. 3000		
Presiunea aburului proaspăt	ata	35	36*	35	36	36	29	* Se admite maximum 43
Temperatura aburului proaspăt	°C	435	435*	435	435	435	400	* Maximum 445°C
Consumul maxim de abur proaspăt	t/h	60,0	45	63,0		52	52,8	
Presiunea aburului la priza reglată I	ata	11	8	1	8	8	6	
Domeniul de variație a presiunii	ata	+2 −3	+0,5 −0,5		+0,5 −0,5	+1 −1	+1 −1	
Debitul maxim la priza I	t/h	40	10	22	10	10	35	
Presiunea aburului la priza reglată II	ata	—	3	4	3,5	3,5	—	
Domeniul de variație a presiunii	ata	—	+0,5 −0,5	—	+0,5 −0,5	+0,5 −0,5	—	
Debitul maxim la priza II	t/h	—	45	45	40	48	—	
Debitul maxim prin partea de înaltă presiune	t/h	60	—	63	—	52	53	
Debitul maxim prin partea de presiune medie	t/h	—		—	—	48	—	
Debitul maxim prin partea de joasă presiune	t/h	30	15,5			15	29	
Suprafața condensatorului	m²	670	200	200	400		480	
Debitul apei de răcire	m³/h	2 000	800				1 900	
Temperatura apei de răcire	°C	27	12	15	15	12	20	
Greutatea condensatorului	t	11,55	—	12,50	11,00		13,27	
Greutatea specifică a condensatorului	kg/m²	17,30	—	62,0	25,0		27,60	
Greutatea specifică a condensatorului	kg/kW	1,93		2,1	2,2		2,22	
Greutatea turbinei propriu-zise	t	36,5	—	34	23,5*		35	* Turbină cu 6 003/6 500/3 000 rot/min
Greutatea turbinei cu instalațiile anexe	t	66,8		67,5	49,9	56		
Greutatea agregatului	t	103,5	118	90	77	82*		* Fără conducte
Greutatea specifică a agregatului	t/kW	14,38	19,67	15,00	15,40	13,44*		* Fără conducte
Randamentul	%	76 ;76,5	—	73,7 ; 75 ; 73	—	—	—	
Greutatea statorului generatorului	t	23,22				20, 0	—	
Piesa cea mai grea a turbinei	t	12,3	11,70		13,0	9,00	—	

Tabela 6

Tabelă comparativă privind performanțele turboagregatului AKP3-A 1 300/900, proiectat de C.M.R., raportate la produsele similare străine

Turboagregatul	Unitate de măsură	AKP3 – A 1 300/900	EKM Drezda CTE Livezi	EKM * Drezda
Puterea nominală	kW	3 000	3 200	3 000
Puterea maximă a turbinei	kW	3 500	3 440	—
Turația turbinei	rot/min	3 000	6 000	—
Turația generatorului	rot/min.	3 000	3 000	—
Presiunea aburului proaspăt	ata	35	37—41	36
Temperatura aburului proaspăt	°C	435	400—425	435
Presiunea aburului la contrapresiune	ata	3	3,5	4
Domeniul de variație a contrapresiunii	ata	±1,0	±0,5	—
Consumul maxim de abur proaspăt	t/h	34	35,4	—
Consumul de abur la puterea nominală	t/h	30	33,4	30,9
Consumul specific de abur	kg/kWh	10,0	10,4	10,3
Randamentul efectiv	%	62	60	—
Greutatea turbinei cu instalațiile anexă	t	22	—	—
Greutatea turbinei propriu-zise	t	17,5	—	25,8
Greutatea agregatului propriu-zis	t	34,1	—	36,6
Greutatea totală a agregatului	t	41	—	—
Greutatea specifică a agregatului	t/MW	11,8	—	12,2
Suprafața ocupată	m^2	28	—	31,5
Suprafața specifică	m^2/MW	9,35	—	10,5

* Valorile au fost extrase din revista „Energietechnik", nr. 11,1959.

Tabela 7

Tabelă comparativă privind performanțele turboagregatului TKP1-A 990/650, proiectat de C.M.R., raportate la produsele similare străine

Caracteristici	Unitate de măsură	Turbina			Observații
		TKP – 1 C.M.R.	EKM R.D.G.	AKP3 C.M.R. [3]	
Puterea nominală	kW	1 000	1 600	3 000	
Puterea maximă	kW	1 100	—	3 500	
Turația turbinei	rot/min	5 925	7 500	3 000	[1]
Turația generatorului	rot/min	3 000	3 000	3 000	
Presiunea aburului proaspăt	ata	15	36	35	
Temperatura aburului proaspăt	°C	345	435	435	
Presiunea la priza nereglată	ata	7	—	—	
Presiunea la contrapresiune	ata	4±1	4,5	3±1	[1]
Consumul de abur la puterea nominală	t/h	21,7	—	30	
Consumul specific de abur	kg/kWh	21,7	10,9	10,0	[5]
Căderea termică	kcal/kg	72,85	126	138,8	
Raportul căderilor termice	—	1,73			
Cifra de calitate	$\frac{m^2\,kg}{s^2/kcal}$	1 418	810	1 034	[1]
Greutatea turbinei	t	5,828**	—	17,5	
Greutatea specifică a turbinei	t/MW	5,828**	—	5,84	*

* Greutatea specifică a turbinei AKP3 este de 5,84 t/MW în raport cu 8,6 t/MW, realizată la turbinele EKM de 3 MW.
** Inclusiv reductorul de turație.

Comparaţie cu produsele similare din străinătate

În urma aplicării măsurilor de tehnică nouă arătate mai sus şi într-o lucrare anterioară [4], precum şi a adaptării celor mai noi cuceriri ale tehnicii mondiale la condiţiile uzinei şi specificul agregatelor proiectate, au fost obţinute turbine cu abur cu performanţe comparabile sau superioare produselor similare din străinătate, aşa după cum se poate vedea din tabelele comparative 5, 6 şi 7.

Prin compararea datelor din tabela 5, rezultă că agregatul AS6 este singurul agregat supraîncărcabil, prezentînd totodată şi particularitatea că asigură puterea nominală şi la regim de condensaţie pură. Faţă de agregatele străine, turbina AS6 permite o variaţie mult mai largă a presiunii la priză în jurul valorii nominale. De asemenea, debitul extras la priza reglată este mai mare decît la turbinele străine. Greutatea specifică a condensatorului turbinei AS6, exprimată în kg/m^2 suprafaţă de răcire, este mult inferioară valorii realizate la oricare din agregatele din străinătate, iar greutatea agregatului corespunde cu greutatea medie a celor două turbine ČSN, în timp ce puterea maximă depăşeşte cu 20% valorile realizate de agregatele ČSN.

Din tabela 6, rezultă că turbina AKP3 permite o variaţie mai largă a presiunii la contrapresiune, în raport cu turbina EKM (R.D.G.). Consumul specific de abur al turbinei AKP3 este mai mic în raport cu cel al turbinelor EKM, iar randamentul efectiv cu 2% mai mare. Turbina AKP3 are performanţe mai bune decît turbinele EKM şi în ceea ce priveşte greutatea specifică şi suprafaţa ocupată.

Consumul specific de abur al turbinei TKP1 este mai mare decît al turbinei EKM, din cauza diferenţei dintre căderile termice respective şi din cauza faptului că turbina TKP1 are o priză nereglată.

Cifra de calitate a turbinei TKP1 este însă mult superioară celei a turbinei EKM. În ceea ce priveşte greutatea, se remarcă faptul că, faţă de turbinele EKM, la care creşterea greutăţii specifice la trecerea de la puterea nominală de 3 MW la 1 MW este de circa 40%, în cazul turbinei TKP1, în comparaţie cu turbina AKP3, greutatea specifică este aceeaşi.

Bibliografie

[1] *Hans Witte*: Handbuch der Energiewirtschaft, VEM Verlag Technik, Berlin, 1957.

[2] *Creţa G.*: Calculul discurilor turbomaşinilor cu calculatoare electronice cifrice. Comunicare în cadrul sesiunii ştiinţifice a Filialei Academiei R.P.R. Timişoara, din 3–5 mai, 1961.

[3] *Voinea M.*: Începuturi de unificare şi tipizare în construcţia de turbine cu abur la Combinatul metalurgic Reşiţa, Revista Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 6, 1960.

[4] *Cîrdu M.*: Probleme de tehnică nouă în construcţia de turboagregate la Combinatul metalurgic Reşiţa, Revista Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 11, 1960.

[5] *** : Revista Energietechnick, nr. 11, 1959.

Protecţia muncii

CZ 621.7 : 621-212 : 534.83

Reducerea nivelului zgomotului cu ajutorul carcaselor

Conf. ing. AURELIAN STAN, ing. MIRCEA GRUMĂZESCU şi LIVIU MATEI
Comisia de Acustică a Academiei R.P.R.

Una dintre măsurile cele mai eficace de combatere a zgomotului într-un atelier sau într-o sală de maşini o constituie reducerea nivelului zgomotului la sursă. Crearea de maşini sau motoare cu funcţionare fără zgomot are drept consecinţă asigurarea unui climat de linişte atît în încăperea în care acestea lucrează, cît şi în încăperile vecine. De multe ori însă maşinile sau motoarele care trebuie montate într-un atelier sau într-o sală oarecare sînt departe de a fi surse sonore silenţioase, ele producînd un zgomot care dăunează sănătăţii muncitorilor şi productivităţii muncii, al cărui nivel de intensitate acustică depăşeşte limita admisibilă prevăzută în diferite standarde sau normative. În asemenea cazuri, pentru protejarea muncitorilor este necesar să se acţioneze asupra radiatorului acustic însuşi, reducîndu-i cît mai mult cu putinţă puterea acustică radiată.

În cele mai multe cazuri aceasta se realizează prin carcasarea integrală sau parţială a maşinii. Închiderea completă a sursei sonore într-o carcasă poate conduce la bune rezultate în ceea ce priveşte reducerea puterii de radiaţie acustică a sursei, cu condiţia ca această carcasă să fie bine concepută.

Considerații teoretice

După cum se știe, energia sonoră care provine de la sursă poate ajunge la urechea ascultătorului pe două căi diferite: prin conducție aeriană și prin conducție în mediu solid (fig. 1).

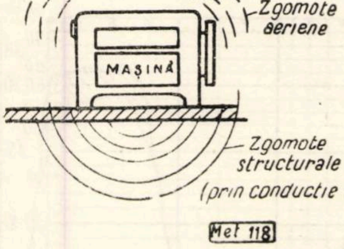


Fig. 1

Rezultă deci că studierea oricărei soluții de izolare fonică, implicit și a unei carcase, trebuie să țină seama de acest mod de propagare a undelor acustice.

Dacă ne referim la conducția aeriană, se constată că o carcasă, ca orice spațiu închis, constituie, din punct de vedere acustic, o cavitate rezonatoare, sursa sonoră din interior excitînd frecvențele proprii ale încăperii. Aceste frecvențe pot fi calculate, în funcție de dimensiunile încăperii (lungimea L, lățimea l și înălțimea h), cu ajutorul relației:

$$f = \frac{c}{2}\sqrt{\left(\frac{p}{L}\right)^2 + \left(\frac{q}{l}\right)^2 + \left(\frac{r}{h}\right)^2}, \qquad (1)$$

în care c este viteza sunetului în aer, iar p, q și r sînt numere întregi.

Dacă o componentă a zgomotului produs de sursa sonoră în încăpere coincide cu frecvența proprie, nivelul de intensitate al acestei componente se mărește. Aceasta are consecințe asupra nivelului global al zgomotului în interiorul spațiului, adică al carcasei.

Problema poate fi examinată folosind teoria ondulatorie, dar rezolvarea ei conduce la complicații matematice serioase, iar introducerea noțiunii de impedanță constituie ea însăși o dificultate din punct de vedere practic. Trebuie însă menționat că importanța rezonanței, datorită frecvențelor proprii ale încăperii, scade atunci cînd spațiul închis este ocupat în mare măsură de agregatul ce constituie sursa sonoră și cînd zgomotul produs de acesta nu are componente singulare, ci un spectru de radiație continuu. De aceea, pentru studierea problemei s-a utilizat teoria statistică-geometrică, care oferă o simplificare a calculului, conducînd la rezultate asemănătoare cu cele obținute prin măsurători, cu toate că în cazul carcaselor există spații închise de volum redus.

În acest caz, presiunea acustică în interiorul carcasei, într-un punct aflat la distanța r de o sursă punctiformă, este egală cu suma presiunii acustice directe și reflectate. Această presiune este dată de relația:

$$p^2 = P\rho c\left[\frac{1}{4\pi r^2} + \frac{4}{R}\right], \qquad (2)$$

în care P este puterea acustică a sursei, iar R este factorul încăperii definit de relația $R = \frac{S\alpha}{1-\alpha}$. Se consideră că suprafețele delimitatoare S ale spațiului închis opun undelor sonore un același material absorbant, cu coeficientul de absorbție α.

Dacă aceeași sursă ar radia în cîmp liber, presiunea acustică la aceeași distanță r ar fi:

$$p_0^2 = P\rho c\,\frac{1}{4\pi r^2}. \qquad (3)$$

Diferența nivelului de presiune acustică care rezultă este:

$$\Delta L = 20\ \lg\frac{p}{p_0} = 10\lg\left[1 + \frac{16\pi r^2(1-\alpha)}{S\alpha}\right]. \qquad (4)$$

În urma închiderii sursei într-o carcasă, rezultă o creștere a nivelului de presiune acustică. Admițînd o formă sferică a carcasei cu raza r, sursa sonoră, considerată punctiformă, fiind plasată în centru, relația (4) se simplifică, devenind:

$$\Delta L = 10\lg\left[1 + \frac{4(1-\alpha)}{\alpha}\right] = 10\lg\left(\frac{4}{\alpha} - 3\right). \qquad (4')$$

Cum $0 \leqslant \alpha \leqslant 1$, rezultă că ΔL variază între infinit și zero, cu alte cuvite surplusul de nivel scade cu cît absorbția acustică a suprafețelor interioare ale carcasei crește, devenind nulă, așa cum era de așteptat, în cazul cînd suprafețele oferă o absorbție totală. Variația surplusului de nivel este arătată în figura 2.

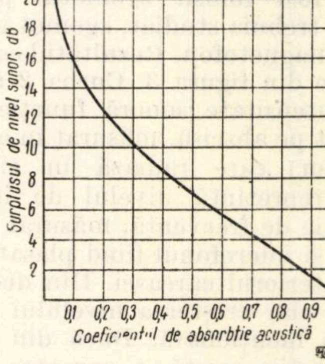


Fig. 2

Pentru a pune în evidență această sporire a nivelului de intensitate acustică în interiorul carcasei, s-au efectuat măsurări în laborator. În acest scop au fost confecționate două carcase speciale, avînd pereții din lemn, cu fețele interioare lustruite, dintre care una paralelipipedică și a doua de formă neregulată. Ca sunet excitator a fost folosit zgomotul produs de motorul care trebuia studiat, zgomot înregistrat pe bandă de magnetofon. Rezultatul este indicat în diagramele din figura 3. Curba *2* reprezintă nivelul de intensitate sonoră funcție de frecvență, indicat pe abscisă, măsurat în apropierea sursei (difuzor) care radiază în cîmp liber și curba *1* reprezintă nivelul de intensitate sonoră, funcție de frecvență, măsurat în același punct, sursa și microfonul fiind plasate de data aceasta în interiorul carcasei. Din diagramă se vede în mod clar creșterea nivelului de intensitate sonoră menționată. Dacă din punct de vedere cantitativ există o oarecare diferență între valori, aceasta se datorește în special simplificărilor făcute în examinarea teoretică a problemei privind geometria sursei și a carcasei, precum și caracteristicilor de radiație.

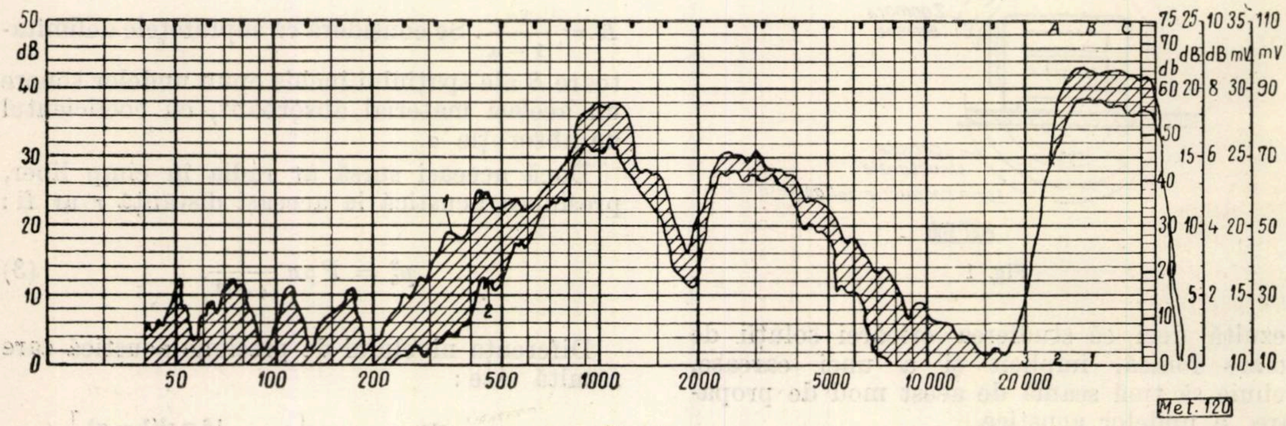


Fig. 3 *a*

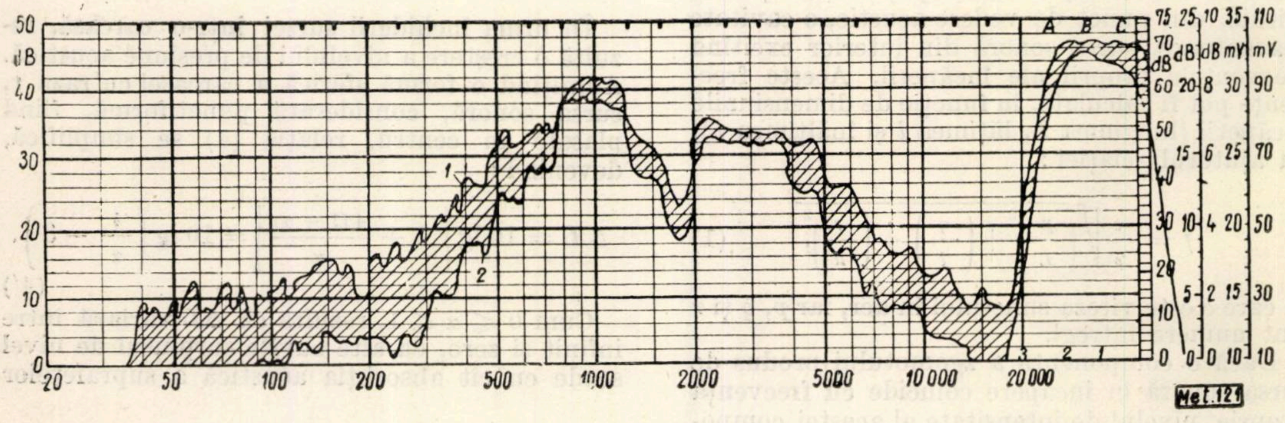


Fig. 3 *b*

Considerînd că structura din care sînt confecționați pereții carcasei oferă o atenuare acustică $\Delta L'$, iar nivelul de intensitate sonoră datorit radiației sursei în cîmp liber, la o distanță determinată, este L_1, prin închiderea sursei în carcasă nivelul de intensitate sonoră măsurat în același punct va fi :

$$L_2 = L_1 - (\Delta L' - \Delta L), \tag{5}$$

în care ΔL este surplusul de nivel datorit carcasei, dat de relația (4′).

Din examinarea relației (5) se vede că, în anumite cazuri, atunci cînd $\Delta L = \Delta L'$, eficacitatea carcasei poate deveni nulă și, mai mult, carcasa poate chiar contribui la mărirea nivelului sonor, deoarece prin carcasare suprafața de radiație crește. Cu alte cuvinte, dacă nu se iau măsuri speciale, puterea acustică radiată se poate mări.

Din aceste constatări rezultă în mod clar măsurile care duc la reducerea zgomotului :

— mărirea cît mai mult a atenuării peretelui carcasei $\Delta L'$;

— reducerea cît mai substanțială a surplusului de nivel de intensitate sonoră ΔL din interiorul carcasei ;

— reducerea puterii acustice radiate de carcasă.

Mărirea atenuării peretelui

Cercetările efectuate s-au bazat pe faptul că o structură constituită din pereți dubli asigură o reducere mai mare a nivelului zgomotului decît o structură constituită dintr-un singur perete, de aceeași greutate ca a ansamblului celor doi pereți. Datorită faptului că pereții, fiind confecționați din tablă, au o greutate redusă pe unitatea de suprafață, atenuarea corespunzătoare nu mai poate fi determinată cu ajutorul relațiilor deduse din aplicarea legii masei. Conform acestei legi, izolarea fonică dată de un perete ar fi funcție numai de masa peretelui și de frecvența sunetului și n-ar depinde de natura și proprietățile mecanice ale materialului din care este făcut peretele.

Studii teoretice și cercetări experimentale mai recente arată [1], [2] că izolația acustică a unui perete trebuie privită din alt punct de vedere. Peretele nu mai trebuie considerat ca un piston rigid, ci trebuie avută în vedere o serie de alte ipoteze, mai aproape de realitate, în special încovoierea peretelui. Undele sonore nu lovesc peretele sub o incidență normală, ci cad oblic pe suprafața acestuia, își păstrează direcția inițială, însă au o atenuare care variază cu unghiul de incidență θ.

Atunci cînd proiecția undei incidente coincide cu lungimea undei de încovoiere a peretelui ($\lambda = \lambda_p \cdot \sin\theta$) transmisia sunetului va fi mărită, iar atenuarea produsă de perete va fi mult mai scăzută, sub valoarea dată de legea masei. Acest fenomen, numit ,,efect de coincidență'', se produce atunci cînd viteza de propagare a sunetului în aer c este legată de viteza de propagare a undelor de încovoiere c_i prin relația:

$$c = c_i \sin\theta. \qquad (6)$$

Dacă această condiție este îndeplinită, în cazul unor unde tangențiale ($\theta = 90°$) vor lua naștere în perete vibrații de încovoiere intense. Frecvența sunetului pentru care are loc acest fenomen se numește frecvența critică și este dată de expresia:

$$f_{cr} = \frac{c^2}{2\pi d}\sqrt{\frac{12\,\rho\,(1-\mu^2)}{E}}, \qquad (7)$$

în care μ este coeficientul lui Poisson, iar E modulul de elasticitate longitudinal. În figura 4 se prezintă (după Cremer, autorul teoriei ,,coincidenței'') unele curbe de variație a frecvenței critice în funcție de grosimea d a peretelui, pentru cîteva materiale întîlnite mai des în practică.

Cum transmisia prin perete devine maximă atunci cînd frecvența sunetului coincide cu frecvența critică, peretele trebuie astfel construit, încît valoarea frecvenței critice să se situeze pe cît posibil la marginea spectrului audibil al sunetului. În timp ce la pereții masivi și grei frecvența critică este coborîtă, la pereții subțiri, folosiți în cazul carcaselor, frecvența critică trebuie să fie mai mare ca 3 200 Hz, pentru a se situa în afara domeniului de frecvențe cel mai important pentru izolările fonice.

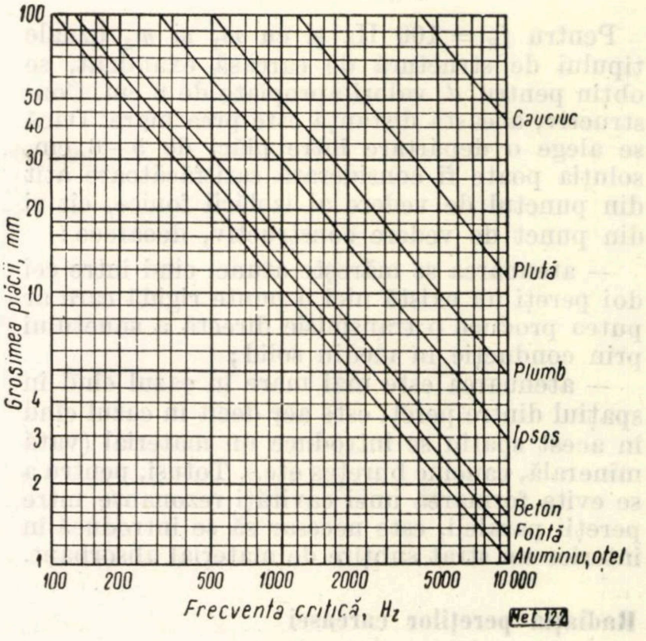


Fig. 4

Aceasta implică folosirea de structuri cu o rigiditate cît mai scăzută, realizată fie printr-o alegere judicioasă a materialului, fie prin practicarea unor striații în placă [3].

Parametrii care au fost luați în considerare în acest studiu au fost: grosimea pereților, distanța între pereți și impedanța acustică a stratului liber dintre pereți.

În urma studiului teoretic și din examinarea rezultatelor măsurărilor pot fi deduse următoarele concluzii:

— atenuarea crește cu cît grosimea pereților care alcătuiesc structura este mai mare; totuși nu trebuie aleasă o grosime prea mare a plăcii, care ar face ca frecvența critică să scadă;

— la mărirea atenuării, peretele exterior are o influență apreciabilă, în timp ce peretele interior poate fi confecționat din tablă subțire, ceea ce prezintă avantajul că plăcile nu vibrează pe aceeași frecvență;

— de la o anumită limită, depărtarea între pereți nu are importanță esențială în creșterea atenuării. În plus, distanța dintre plăci va fi determinată atît de considerente constructive, cît și de necesitatea de a plasa frecvența de rezonanță a sistemului în domeniul frecvențelor joase, dacă este posibil sub 100 Hz. Cunoscînd că frecvența de rezonanță este dată de relația:

$$f_R = 600\sqrt{\frac{1}{d}\cdot\frac{m_1+m_2}{m_1 m_2}}, \qquad (8)$$

în care m_1 şi m_2 sînt masele raportate la unitatea de suprafaţă a celor doi pereţi care alcătuiesc carcasa şi d este distanţa între pereţi, se poate deduce valoarea lui d, şi anume:

$$d = \left(\frac{600}{f_R}\right)^2 \cdot \frac{m_1 + m_2}{m_1 m_2}. \qquad (9)$$

Pentru $f_R = 100$ Hz şi cu m_1 şi m_2 uzuale tipului de structură de carcasă examinat, se obţin pentru d valori apropiate de 8 cm. Constructiv, această distanţă este prea mare. Dacă se alege o depărtare între plăci de 5–6 cm, soluţia poate fi considerată satisfăcătoare atît din punctul de vedere al izolării fonice, cît şi din punct de vedere constructiv, deoarece:

— atenuarea se măreşte atunci cînd între cei doi pereţi nu există nici o punte rigidă care ar putea produce o transmisie directă a sunetului prin conducţie în mediu solid;

— atenuarea este mai mare în cazul cînd în spaţiul dintre pereţi este aer decît în cazul cînd în acest spaţiu se introduce un material (vată minerală, cauciuc buretos etc.). Totuşi, pentru a se evita formarea unei cavităţi rezonante între pereţii paraleli, este necesar să se introducă în interior un strat subţire de material absorbant.

Radiaţia pereţilor carcasei

Deoarece pereţii carcasei sînt constituiţi obişnuit din plăci subţiri, care sub acţiunea undelor sonore sînt solicitaţi la încovoiere, trebuie să se ţină seama de acest fenomen şi atunci cînd se studiază modalităţile de reducere a puterii acustice radiate. Dacă peretele ar vibra ca un piston rigid, adică totalitatea elementelor de suprafaţă ar vibra în fază şi cu aceeaşi viteză efectivă v, puterea acustică este dată de relaţia:

$$P_0 = \rho c v^2 S, \qquad (10)$$

în care:

ρ este densitatea aerului;
c — viteza sunetului în aer;
S — suprafaţa plăcii.

Deoarece placa este supusă la oscilaţii de încovoiere, puterea acustică radiată P va fi diferită de P_0, putîndu-se defini un factor de radiaţie s dat de relaţia [5]:

$$s = \frac{P}{P_0}, \qquad (11)$$

care se mai poate pune sub forma:

$$s = \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{f_{cr}}{f}}}, \qquad (12)$$

unde f_{cr} este frecvenţa critică, a cărei expresie este dată de relaţia (7).

În banda de frecvenţe în care $f < f_{cr}$, în spaţiul de aer din faţa plăcii se formează o undă care se scurge într-un plan paralel cu placa. Datorită acestui fenomen se poate vorbi de o radiaţie acustică anormal de mică. Rezultă deci necesitatea folosirii, ca pereţi ai carcasei, a unor plăci flexibile cu amortizare internă mică, avînd frecvenţa limită cît mai ridicată în domeniul spectrului audibil.

Aceste consideraţii se referă la plăcile infinite. Cu cît dimensiunile plăcilor sînt mai mici, cu atît factorul de radiaţie are valori mai apropiate de unitate. Aşadar trebuie ca panourile din care sînt constituiţi pereţii carcasei să fie cît mai mari şi să fie evitată o rigidizare a acestora, cerinţă care concordă şi cu condiţia impusă de mărirea atenuării la transmisia sunetului prin pereţi. Ţinînd seama că radiaţia acustică are loc ca urmare a punerii în vibraţie a peretelui, este necesar ca viteza de vibraţie a plăcii să fie redusă cît mai mult cu putinţă. În acest caz trebuie să ne referim la cuplajul dintre sursa sonoră şi pereţii carcasei. Acest cuplaj se poate produce atît prin elemente de construcţie rigide, cît şi prin stratul de aer care separă suprafaţa exterioară a sursei de pereţii interiori ai carcasei.

Pentru evitarea cuplajului rigid dintre maşina care vibrează şi carcasa care o acoperă trebuie ca pereţii carcasei să nu se reazeme direct pe batiul maşinii sau pe fundaţia acesteia. Între aceste elemente trebuie interpus un strat elastic constituit în mod obişnuit din cauciuc sau arcuri metalice. De asemenea părţile maşinii care străbat pereţii carcasei (axe, tuburi de evacuare etc.) trebuie izolate de plăcile pereţilor, interpunîndu-se între acestea straturi elastice (fig. 5).

Dar chiar atunci cînd au fost luate toate aceste măsuri în scopul de a împiedica cît mai mult transmiterea vibraţiilor maşinii la pereţii carcasei, aceştia sînt puşi în vibraţie ca urmare a cuplajului prin stratul de aer care, după cum se ştie, posedă o anumită rigiditate. Acest cuplaj este cu atît mai pronunţat cu cît pereţii carcasei sînt mai apropiaţi de suprafaţa exterioară a sursei sonore, cînd se produce o apreciabilă vibraţie a pereţilor carcasei.

Ca urmare a acestui fapt, sînt radiate mai puternic componentele zgomotului a căror lungime de undă este superioară grosimii stratului de aer dintre maşină şi carcasă. Surplusul de nivel sonor poate atinge 6–10 dB. De exemplu, dacă distanţa dintre suprafaţa maşinii şi perete este de 50 cm, radiaţia tuturor componentelor care au frecvenţe mai mici decît 680 Hz va fi mărită, iar în cazul unui zgomot cu

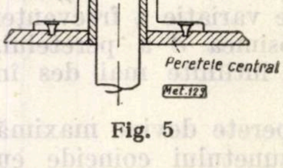


Fig. 5

spectru continuu va fi favorizată radiația în banda frecvențelor joase, sub 680 Hz. Pentru ca această bandă să fie cît mai îngustă, este necesar să se reducă cît mai mult cuplajul prin stratul de aer, fapt ce se poate realiza prin mărirea distanței dintre sursă și pereții carcasei. Aceasta conduce însă la o carcasă de dimensiuni apreciabile, mărindu-se deci suprafața de radiație a carcasei, care ocupă un spațiu însemnat într-un atelier. Este indicat să se găsească o soluție de compromis, care se poate stabili în urma examinării spectrului de frecvență corespunzător sursei sonore, care trebuie să fie carcasată, și spațiului disponibil amplasării carcasei.

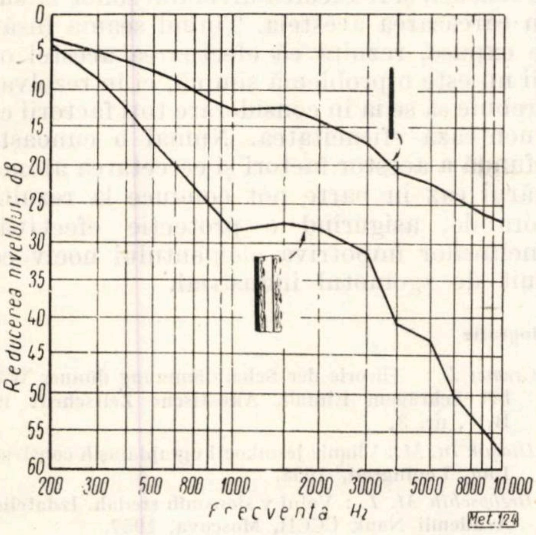


Fig. 6

Tot în scopul reducerii puterii de radiație a pereților carcasei este indicat ca aceștia să fie acoperiți cu o vopsea groasă sau cu o pastă. Prin acest mijloc se poate obține o mărire de cîțiva decibeli a atenuării.

În diagama din figura 6 sînt redate comparativ curbele de atenuare corespunzătoare a două soluții de pereți indicate pe figură. Curbele au fost obținute în urma măsurărilor efectuate în laborator. Din examinarea acestei diagrame se constată că structurile constituite din pereți dubli, separați printr-un strat de aer, dau atenuările cele mai mari, în special în domeniul frecvențelor înalte.

Tratarea acustică a interiorului carcasei

Deoarece surplusul de nivel sonor în interiorul carcasei se produce în toată gama de frecvențe audibile, este necesar ca structura destinată să absoarbă energia acustică incidentă pe pereții carcasei să fie eficace în toată această bandă de frecvențe. O asemenea soluție este însă greu de aplicat la o carcasă, în special datorită spațiului redus disponibil pentru acest tratament acustic și necesității de a nu îngreuna prea mult carcasa.

Ținînd însă seama de faptul că în zgomotul produs de majoritatea motoarelor predomină componentele de frecvență înaltă, care sînt și cele mai dăunătoare, pot fi utilizate cu suficientă eficacitate materialele care posedă un coeficient de absorbție ridicat în domeniul frecvențelor medii și înalte. Ca materiale utile în acest scop se menționează : vată minerală, vată de sticlă, cauciuc buretos etc. Pot fi folosite cu mult succes și materialele plastice, care au o porozitate accentuată.

Soluția preconizată de autori constă dintr-o structură de pereți dubli avînd pe fața interioară un strat de vată minerală afînată, cu o grosime de 35–40 mm, prinsă cu ajutorul unei plase de rabiț sau al unei site metalice subțiri, care însă nu trebuie să exercite o apăsare mare asupra stratului de material absorbant. Stratul poros se poate acoperi și cu o tablă metalică subțire, găurită pe o suprafață care să reprezinte un sfert din suprafața totală a tablei. Pentru a se evita pătrunderea umezelii sau a uleiului în stratul poros, ceea ce ar contribui la micșorarea eficacității materialului, este indicat ca peste sita metalică sau tabla găurită să se întindă o foaie foarte subțire (de aproximativ 20 μ grosime) din poliamidă.

Eficacitatea unui material absorbant acustic depinde nu numai de proprietățile mecanice și geometrice ale acestuia, ci și de așezarea sa în raport cu suprafețele delimitatoare ale carcasei și cu sursa de zgomot. Este știut că eficacitatea materialului crește atunci cînd este așezat la o depărtare de peretele rigid egală aproximativ cu un sfert de lungime de undă. La o frecvență de 400 Hz, această distanță este de 21 cm, valoare aproape imposibil de realizat, în practică, datorită măririi exagerate a volumului carcasei. De aceea, în cele mai multe situații materialul poros se aplică direct pe peretele interior al carcasei.

Dat fiind că materialul absorbant se află în imediata vecinătate a sursei sonore, acesta poate intercepta o fracțiune importantă din energia acustică emisă de sursă, înainte ca aceasta să se răspîndească în întregul spațiu interior al carcasei, producînd o absorbție locală. Ca urmare, nivelul de intensitate sonoră din interiorul carcasei va fi ceva mai redus. Diferența de nivel este de ordinul a 2–3 dB, valoare care, deși nu este prea mare, poate avea totuși o oarecare influență asupra nivelului de intensitate sonoră din exteriorul carcasei.

Pentru ca reducerea nivelului zgomotului produs de un agregat să fie cît mai substanțială, este necesar ca, în paralel cu aplicarea unei carcase eficace, să se ia și alte măsuri destinate a contribui la reducerea nivelului de intensitate sonoră. Astfel trebuie folosite atenuatoare de zgomot atît la admisie, cît și la evacuarea gazelor arse.

La proiectarea și construcția unei carcase, pe lîngă considerentele de ordin acustic enumerate, trebuie să se aibă în vedere și considerentele de ordin termic și de exploatare. Este posibil ca aceasta din urmă să impună practicarea în pereții carcasei a unor orificii necesare aerisirii și răcirii motorului sau a unor ferestre pentru controlul funcționării. Orice discontinuitate în structura pereților carcasei conduce însă la o diminuare a izolării fonice, cu atît mai accentuată, cu cît golul din perete are o suprafață mai mare. De aceea este mai indicat să se practice mai multe orificii de secțiune redusă, decît un singur orificiu cu secțiune mare.

Dacă totuși condițiile specificate impun practicarea unor astfel de orificii mari, caz în care se poate vorbi mai mult de o ecranare a agregatului producător de zgomot decît de o carcasare, este necesar să se atribuie o anumită pondere fiecăreia dintre măsurile de izolare fonică specificate. Astfel, în acest caz nu este rațional să se tindă la o structură complexă de perete, care ar oferi o bună atenuare a zgomotului la o carcasă complet închisă, însă care nu-și găsește justificarea la o carcasă cu goluri. Accentul trebuie pus pe o absorbție cît mai pronunțată a energiei sonore, folosindu-se materiale de absorbție a sunetului cu o eficacitate mare și o reducere a radiației acustice a pereților.

Necesitatea asigurării unor condiții de lucru cît mai bune pentru muncitorii care își duc activitatea în medii zgomotoase implică, pe lîngă alte măsuri, și reducerea nivelului sonor la sursă prin carcasarea acesteia. Ținînd seama însă de cele expuse, rezultă că efectuarea acestei operații nu este o problemă simplă, ci în rezolvarea ei trebuie să se ia în considerare toți factorii care influențează eficacitatea. Numai o cunoaștere profundă a acestor factori și cercetarea atentă a fiecărui caz în parte pot conduce la rezultate favorabile, asigurînd o protecție efectivă a muncitorilor împotriva elementului nociv constituit de zgomotul industrial.

Bibliografie

[1] *Cremer L.*: Theorie der Schalldämmung dünner Wände bei Schrägem Einfall. Akustische Zeitschrift 1942, B. 7, nr. 3.

[2] *Iliașuk Iu. M.*: Vlianie jesmkocti ograjdaiușih construcții. Liot, Leningrad, 1958.

[3] *Brehoschih M. L.*: Volnî v slousmîh sredah. Izdatelistvo Academii Nauk CCCR, Moscova, 1957.

[4] *Kraak W.*: Kapselung lärmender Maschinen. Lärmschutz, 1959, nr. 3.

[5] *Gösele K.*: Abstrahlrerhalten von Wänden. Akustische Beihefte 1956, nr. 1.

---

invenții

Invenția R.P.R. Nr. 41.095

Procedeu de împachetare pentru placarea oțelului nealiat cu oțel aliat

Pentru placarea metalelor se folosesc rame montate jur-împrejur, care îmbracă muchiile piesei de împachetat și le sudează. Aceste procedee necesită consum mare de materiale și manoperă.

Noul procedeu, realizat de Ion Sumănaru de la Monetăria Statului, înlătură aceste dezavantaje, în sensul că asigură o bună încastrare a plăcuțelor de oțel aliat în masa oțelului de placat, la un preț redus, elimină operația de sudare și evită oxidarea suprafețelor de contact.

De exemplu, pentru confecționarea cuțitelor de tăiere, împachetarea celor două oțeluri de placat este precedată de operațiile de pregătire a platinei de oțel nealiat și a plăcilor din oțel aliat. Platina din oțel nealiat este încălzită într-un cuptor, la circa 800°C, și supusă unei operații de forjare sau laminare cu un valț profilat pentru executarea în lungul ei a două locașuri trapezoidale, în care se introduc două plăci din oțel aliat *2* și *3*, după care fețele respective sînt curățate prin rabotare sau frezare. Pentru o așezare cît mai bună a plăcilor *2* și *3*, pereții laterali ai locașurilor sînt prelucrați, cel dinspre interior, *a*, oblic, iar cel dinspre margine, *b*, la 90° față de fundul locașului.

Pereții laterali ai plăcilor *2* și *3* sînt prelucrați în mod analog, adică unul teșit și altul la 90° față de bază. În fundul locașurilor se așază două foițe subțiri de nichel pur *4* și *5*, care servesc ca material de legătură. Pentru placare, plăcile *2* și *3* se montează în locașurile făcute în platina *1*, peste foițele de nichel *4* și *5*, după care marginile *m* și *n* ale locașurilor platinei *1* se presează prin batere cu ciocanul peste plăcile *2* și *3*, realizîndu-se o perfectă închidere și solidarizare de-a lungul marginilor longitudinale. Închiderea frontală se face prin ștemuirea foițelor de nichel *4* și *5*, peste capetele platinei *1* și ștemuirea marginilor *m* și *n* ale locașurilor din platina *1* peste marginile plăcilor *2* și *3*. După împachetare, platinele *1* se introduc într-un cuptor și se încălzesc la 1 250°C, după care se supun unei operații de laminare, pînă la obținerea grosimii cerute.

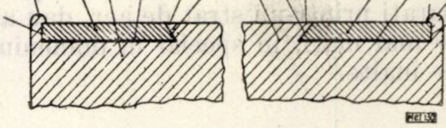


Fig. 1.

După laminare, sînt supuse 'unei recoaceri, se rabotează și se frezează pe ambele fețe, după care sînt încălzite din nou la temperatura de călire și călite într-o baie de ulei.

Prin călire, plăcile *2* și *3* ajung la duritatea prescrisă pentru oțelul aliat respectiv.

În final, platinele *1* se supun unei îndreptări, după care marginile se îndepărtează. Prin tăierea apoi a platinei *1* pe mijloc, în porțiunea neplacată, se obțin două cuțite placate.

Invenţia R.P.R. Nr. 41.274

Dispozitiv pentru danturat roţi dinţate conice, cu dinţi drepţi şi dinţi înclinaţi

Pentru danturarea roţilor cu diametre mari, cu dinţi drepţi sau înclinaţi, se folosesc fie dispozitive aplicate pe maşini de rabotat, la care divizarea se face manual, fie maşini special construite în acest scop.

Aceste sisteme prezintă dezavantajul lipsei de precizie a danturării, cînd se execută manual, în primul caz, şi al coturilor mari, în al doilea caz.

Dispozitivul realizat de inovatorul Iosif Lisoschy, de la Uzinele „1 Mai" — Ploieşti, cuprinde un corp fix *1*, fixat prin şuruburi pe masa maşinii de mortezat.

Corpul *1* susţine un tambur *2*, care se roteşte primind mişcarea de la o roată melcată *3*, şi un melc *4*, acţionat cu două viteze: o viteză înceată în timpul aşchierii, dată de mecanismele de avans ale mortezei prin roata cu clichet *5*, şi o viteză rapidă în timpul operaţiei de dirijare, dată de un motor electric *6*, printr-un reductor *7*. Declanşarea mişcării rapide se realizează prin două contacte, dintre care unul *8*, dispus pe tamburul *2*, şi altul *9*, dispus pe corpul *1*. Oprirea mişcării rapide se realizează prin alte două contacte, dintre care unul este dispus pe tamburul *2* şi altul — *11* — dispus pe corpul *1*.

Reglarea poziţiei contactelor *8* şi *10* pe tamburul *2* se face astfel ca în timpul operaţiei de aşchiere, care corespunde drumului parcurs de tambur cu viteză înceată, cuţitul de aşchiere *12* să execute prelucrarea unui plan al dintelui roţii de danturat *13*, montată împreună cu o roată etalon *14* pe un ax *15*, articulat printr-o articulaţie sferică *16* în centrul tamburului *2*.

Alegerea dimensiunilor roţii *14* se face în funcţie de parametrii constructivi ai roţii de danturat *13*.

La montarea axului *15* în axa sferică *16*, i se dă acestuia o înclinaţie corespunzătoare faţă de axa tamburului, astfel ca dinţii roţii *14* să angreneze cu dinţii unei roţi dinţate plane *17*.

În această poziţie, axul *15* se fixează prin şuruburi de tamburul *2*.

Roata *17* este montată pe corpul *1*, solidar cu un braţ *18*, în aşa fel încît braţul *18* şi roata *17* să poată fi rotite împreună faţă de corpul *1*, prin manevrarea unui melc *19*.

Prin reglarea braţului *18* se aduce flancul dintelui care urmează a fi prelucrat în faţa cuţitului de aşchiere *12*.

Reglajul adîncimii golului dinţilor se realizează prin reglajul braţului *18* şi prin deplasarea în direcţie longitudinală a mesei maşinii de mortezat.

Pentru reglarea dispozitivului în raport cu înclinarea dinţilor roţii de danturat, serveşte o riglă orizontală *20*, fixată pe tamburul *2*, care are gradaţia zero în planul vertical ce trece prin axa longitudinală a maşinii de mortezat.

Pentru executarea danturării roţii *13* cu dinţi drepţi, gradaţia zero a riglei *20* trebuie să se afle în planul cuţitului de aşchiere *12*, iar în cazul unei danturări a roţii *13* cu dinţi înclinaţi masa maşinii de mortezat împreună cu dispozitivul se deplasează în plan transversal pe axa maşinii de mortezat, astfel ca în jurul cuţitului de aşchiere *12* să ajungă gradaţia corespunzătoare unghiului de înclinare necesar.

Danturarea roţilor dinţate conice *13*, la care dinţii au fost degroşaţi în prealabil pe o freză sau în şeping, se face în următoarea ordine: se execută întîi unul dintre flancuri la toţi dinţii roţii, tamburul rotindu-se în acelaşi sens, după care se schimbă sensul de rotaţie al tamburului printr-un inversor *21* şi se execută cel de-al doilea flanc al dinţilor roţii.

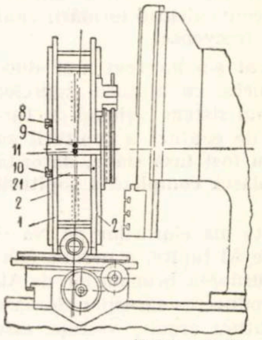


Fig. 1.

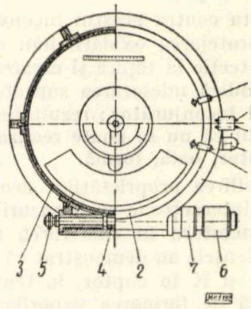


Fig. 2.

Dispozitivul prezintă avantajul că permite danturarea roţilor dinţate conice cu diametrul peste 1 000 mm, în mod automat pe maşini obişnuite de mortezat, fără o modificare constructivă sau funcţională a acestora.

Productivitatea este similară cu cea obţinută la maşinile speciale.

Invenţia R.P.R. Nr. 41.259

Poanson cu autocentrare pentru calibrarea contururilor interioare

Sînt cunoscute poansoanele cu autocentrare cu vîrf de centrare la care, pentru operaţiile de calibrare, cînd adaosul de răzuit este mic, eliminarea şpanului se face cu dificultate, tocmai din cauza vîrfului de centrare. În aceste cazuri este necesară alezarea ulterioară a găurii cu alezoare fixe sau broşe.

Poansonul realizat de Vasile Brudea de la uzina „Independenţa" — Sibiu înlătură aceste dezavantaje, datorită faptului că vîrful de centrare are degajări şi muchii de contact pentru centrare; degajările servesc la evacuarea şpanului, astfel încît finisarea găurii este realizată concomitent cu calibrarea. Poansonul se compune dintr-un cap de încastrare *1*, un corp conducător *2*, o parte tăietoare tronconică *3*, faţeta *f* a părţii tăietoare, un vîrf de centrare *4* cu degajări şi muchii pe o rază *R*, egală cu de două ori diametrul *d* al părţii tăietoare a poansonului, rămînînd pe muchia de contact o faţetă de lăţime de 0,2 *d*.

Diametrul d_1 al părţii de racordare a muchiilor de contact la partea tăietoare *3* este egal cu diametrul găurii supuse

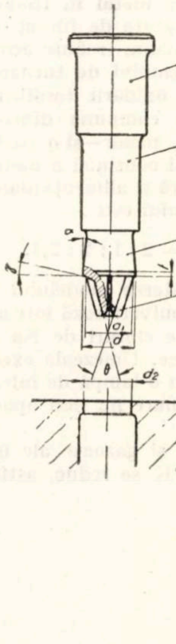


Fig. 1.

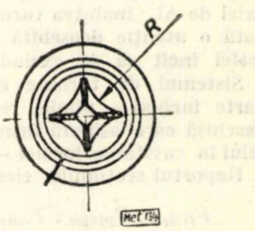


Fig. 2.

calibrării. Cînd diametrul d_1 al cilindrului muchiilor de contact se ia egal cu diametrul d al părții tăietoare, șpanul rezultat are forma unor segmenți inelari.

Vîrful poansonului este conic la un unghi θ de 20° care favorizează eliminarea șpanului.

Unghiul de degajare al muchiei tăietoare este de minus 10—15° pentru realizarea unei răzuiri îmbinate cu un efect de ecruisare a suprafeței interioare calibrate a găurii.

Poansonul prezintă ca avantaje o bună autocentrare în cazul adaosurilor de prelucrare mici, de ordinul zecimilor de milimetru, eliminarea operației de alezare finală și îmbunătățirea suprafeței interioare a găurii.

Documentare

Metode noi în tehnologia turnării bronzurilor de aluminiu. *Liteinoe proizvodstvo*, nr. 9, 1961. Practica și cercetările în domeniul bronzurilor de aluminiu au arătat că, în comparație cu bronzurile de cositor, primele prezintă calități superioare, proprietăți mecanice mai ridicate, rezistență la coroziune mai mare, iar materiile prime necesare obținerii lor sînt mai ieftine.

Bronzurile de Al prezintă însă inconvenientul formării unui film de Al_2O_3, cauza unor defecte frecvente.

Lupta contra acestui inconvenient s-a încercat a se duce prin protejarea oxidării băii de metal cu ajutorul zgurelor de protecție la topire și crearea unui sistem rațional de turnare, adică micșorarea suprafeței de contact a topiturii cu mediul înconjurător; rezultatele au fost însă slabe, datorită faptului că nu se poate realiza izolarea completă a topiturii în cuptor, oală, formă.

Stabilirea proprietăților deosebite ale clorurilor de Na și K, în interacțiune cu bronzurile de Al topite, a permis folosirea acestora în elaborarea și turnarea bronzurilor de Al. Experiențele au demonstrat că introducerea sărurilor cloroase de Na și K în cuptor, la temperatura arcului voltaic, este însoțită de formarea vaporilor sărurilor respective și chiar a elementelor Na și K.

Aceștia schimbă compoziția mediului gazos al arcului, dînd posibilitatea atingerii aceluiași grad de ionizare termică la temperaturi mai joase, asigurării unui arc continuu în timpul topirii la temperaturi mai scăzute, micșorării cu 15—20% a consumului de energie și electrozi, reducerii cu 15 — 20% a perioadei de încălzire și topire, precum și diminuării distrugerii căptușelii cuptorului.

Prezența clorurilor de Na și K schimbă și calitatea compoziției zgurei ai cărei componenți de bază nu mai sînt oxizii de Al și Cu, deoarece conținutul lor se diminuează pe seama K_2O și Na_2O. Cuptorul își păstrează foarte multă vreme capacitatea inițială, prezența clorurilor de Na și K fluidificînd zgura, care se îndepărtează astfel ușor.

Înaintea evacuării metalului, în oală se introduce un amestec de 50 g săruri, care în momentul căderii jetului de metal formează un nor protector de vapori de $AlCl_3$ și Cl. Acest nor, ridicîndu-se peste oală, învelește jetul de metal în timpul umplerii ei, permite obținerea topiturii curate de filmul de oxizi de Al, înaintea turnării în formă. Acum, trebuie acordată o atenție deosebită organizării sistemului de turnare, astfel încît să se excludă posibilitatea oxidării topiturii.

Sistemul de turnare experimental se compune dintr-o parte închisă — pîlnie, rețeaua de filtrare, picior—și o parte deschisă care asigură introducerea lentă și continuă a metalului în cavitatea formei — opritor de zgură și alimentatoare.

Raportul secțiunilor elementelor sistemului este:

$$F_{filtru} : F_{picior} ; F_{colector} : F_{alimentator} = 2 : 1 ; 2 : 2{,}1.$$

Forma se pregătește astfel: după scoaterea modelului și punerea la punct a rețelei de turnare, se pulverizează într-un strat continuu, subțire, soluția apoasă de cloruri de Na și K, compusă din 50 g săruri și 1 l apă rece. Umezeala excedentară de la suprafață se îndepărtează cu o lampă de infraroșii, pînă ce deasupra sistemului de turnare nu mai apare un strat alb.

Experiențele arată că produsele solide și gazoase ale interacțiunii topiturii cu sărurile de Na și K se reduc, astfel că alimentatorii aproape nu mai conțin incluziuni de zgură și deci metalul intră în formă curățat de Al_2O_3.

S-a observat că filmul de Al_2O_3 se așază de obicei în părțile superioare, în îngroșări și părțile alăturate, la intersecția cu alimentatorii.

Turnînd după prescripțiile noii tehnologii arătate mai sus, cu toată complexitatea formei, îngroșării și îngustării intrîndurilor de formă, care determină schimbări în viteza de solidificare a metalului, piesa de cea mai complicată configurație, spre exemplu un corp de vană, se obține complet fără defecte. Pentru experiență s-au folosit la 400—450 kg metal 120—150 g săruri.

Acoperire cu lac pe cale electrostatică. *La Technique Moderne*, nr. 10, 1961. Acoperirea cu lac pe cale electrostatică prezintă importante avantaje economice. Acest procedeu se bazează pe principiul bine cunoscut că orice material ionizabil, așezat într-un cîmp electric creat de doi electrozi, se deplasează într-o direcție bine determinată.

Acoperirea cu lac poate fi aplicată prin două metode, arătate schematic în figură:

a) Prin ionizare „indirectă" (fig. 1, *a*) unul dintre poli este format dintr-o grilă alimentată de o tensiune negativă ridicată, iar celălalt pol este format din piesa care se acoperă cu lac.

Lacul este proiectat, cu ajutorul unui aparat de împroșcare cu aer comprimat, în cîmpul electrostatic care ia naștere între grilă și piesă; fiecare particulă este supusă unei forțe electrostatice, dar și unor forțe mecanice: rezultanta tuturor acestor forțe nu este întotdeauna îndreptată către obiect, astfel încît uneori se produc pierderi de lac.

b) Prin ionizare „directă" (fig. 1, *b*) care permite evitarea acestor pierderi. În această metodă lacul este adus într-un electrod căruia i se imprimă o mișcare de rotație, lacul fiind astfel proiectat în interior prin forța centrifugă.

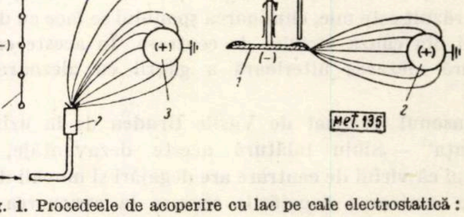


Fig. 1. Procedeele de acoperire cu lac pe cale electrostatică:
a) prin ionizare „indirectă":
1 — grilă de ionizare; *2* — aparat de proiecție; *3* — piesa care se lăcuiește.
b) prin ionizare „directă":
1 — electrod care servește la proiectarea lacului; *2* — piesa care se lăcuiește.

Forțele exercitate asupra particulelor de lac de către cîmpul electrostatic stabilit între acest electrod și piesă pot să se suprapună, printr-o așezare potrivită a electrodului, exact peste cele mecanice, astfel încît să se elimine împrăștierea particulelor de lac în afara piesei.

Acest procedeu prin pulverizare „directă" este folosit în instalațiile moderne de lăcuire, folosindu-se electrozi de formă adecvată pieselor. Forma geometrică a electrodului prezintă importanță deoarece de ea depinde în special grosimea stratului de lac. Piesele cu forme foarte complicate nu pot fi acoperite cu lac prin acest procedeu, decît folosind electrozi suplimentari.

Instalațiile de lăcuire pe cale electrostatică sînt economice în special pentru fabricația de serie mare.

Nouă metodă de răcire rapidă care dă naștere la noi structuri metalice. *La Technique Moderne*, nr. 10, 1961.

În S.U.A. s-au efectuat cercetări pentru stabilirea unui procedeu de obținere de viteze mari de răcire ale sistemelor metalice. Prin aplicarea acestei noi metode au apărut structuri metalice noi, care au fost prevăzute teoretic, dar nu au fost observate pînă în prezent, al căror studiu contribuie la înțelegerea naturii fundamentale și comportării corpurilor solide.

Metoda obișnuită pentru obținerea vitezelor mari de răcire constă în injectarea unei picături de aliaj topit într-o baie lichidă de călire. Răcirea prin transmiterea căldurii de la aliaj la baie este încetinită de prezența unui înveliș gazos între aliaj și lichid, datorită evaporării lichidului de călire.

Noua tehnică evită această frînare a răcirii, înlocuind baia lichidă printr-un solid bun conducător de electricitate. Pentru a se obține o răcire foarte rapidă, aliajul lichid trebuie să lovească cu viteză mare suprafața solidă rece, astfel încît să o acopere cu un strat foarte subțire. O picătură lichidă (circa 25 mg) este azvîrlită cu ajutorul unei unde de șoc pe suprafața internă a unui cilindru din cupru care se rotește foarte repede. Forța centrifugă asigură un contact termic perfect cu cilindrul din cupru și ajută în același timp ca picătura de aliaj să se întindă pe o suprafață cît mai mare, astfel încît să se asigure un schimb de căldură foarte intens.

Se poate obține astfel pentru o mică cantitate de aliaj lichid o răcire pînă la temperatura ambiantă sau chiar mai mică, cu o viteză suficient de mare pentru a împiedica procesul normal de formare și dezvoltare a fazelor de echilibru. Structura și proprietățile aliajelor astfel obținute sînt diferite de acelea ale aliajelor obținute prin răcire normală. Probele se obțin sub forma unei foi subțiri de circa 10—15 μ grosime astfel încît se poate studia ușor influența unei radiații electronice asupra structurii lor.

Noua metodă a fost aplicată mai întîi pentru obținerea unui aliaj de argint și cupru care în mod normal formează un eutectic. În condițiile răcirii foarte rapide aceste două metale formează o soluție solidă. Pentru aliajul argint-germaniu, în mod normal de tip eutectic, după răcirea rapidă s-a obținut un compus nou (Ag_3Ge).

Studiul unor fenomene relative la precipitarea carburilor în oțelurile austenitice cu Ni-Cr. *Les Mémoires Scientifiques de la Revue de Métallurgie*, nr. 8, 1961.

Menținerea oțelurilor austenitice la o temperatură de 600 — 900°C dă naștere la o precipitare a carburilor, în special la îmbinarea grăunților. Această precipitare produce modificări ale proprietăților metalului dintre care cele mai importante sînt scăderea ductilității la rece și apariția unei sensibilități la coroziune intergranulară. Pentru a studia aceste fenomene s-au efectuat încercări pentru determinarea comportării carburilor de tipul $M_{23}C_6$ și pentru a se analiza eterogenitatea unei austenite 10 Cr—35 Ni.

1. Pentru determinarea compoziției carburilor de tip $M_{23}C_6$ s-au efectuat încercări în care s-a urmărit evoluția compoziției carburii de crom în funcție de timpul de revenire la un oțel cu 18,6% Cr, 8,2% Ni și 0,09% C. Toate probele au fost supuse unui tratament de punere în soluție timp de o oră, la 1 200 sau 1 250°C, urmat de o călire în apă și de o precipitare (tabelele 1 și 2).

S-a constatat că carburile formate au fost numai de tipul $M_{23}C_6$, afară de două cazuri; diagrama de difracție a pus în evidență carburi de tipul M_7C_3 în aliajul cu 11,3% Cr și 35,4% Ni și urme de astfel de carburi în aliajul cu 19,1% Cr și 76,9% Ni.

Pentru stabilirea evoluției compoziției carburilor în timpul revenirii la 750°C, într-un oțel inoxidabil de tipul 18—8 încercările au fost efectuate după o durată de revenire de 2 min — 168 ore. Rezultatele analizelor sînt arătate în tabela 1. Conținutul de nichel este redus (3—4%) și descrește ușor atunci cînd durata de revenire crește. Pentru durate de revenire din ce în ce mai mari, carburile se îmbogățesc în crom, fracțiunile atomice de crom și de fier în metalul M trecînd de la 51 la 73% și de la 45 la 24%. Evoluția este practic terminată după un timp care corespunde la maximum de fragilitate și de sensibilitate la coroziune. Evoluția acestor factori nu este deci legată de o modificare a compoziției carburilor. Analiza efectuată după reveniri la 750 și 900°C, pentru durate mari de revenire, arată că compoziția carburilor în stare de echilibru nu variază cu temperatura de revenire.

Variația, în funcție de compoziția aliajului, a compoziției carburilor precipitate în timpul revenirii timp de 24 de ore la 750°C, este arătată în tabela 1.

2. Pentru analiza eterogenității unei austenite 10 Cr—35 Ni s-au efectuat încercări cu două șarje din aliaj fier-nichel-crom a cărui compoziție este dată în tabela 2.

În stare recoaptă, aceste aliaje sînt feromagnetice, cu punctul Curie de la 35 la 250°C, după tratamentul termic.

P. Chevenard arată că aliajele studiate capătă proprietăți termomagnetice normale, fie prin supracălire la temperatură înaltă fie prin recoacere prelungită. Primul trata-

Tabela 1

Compoziția aliajului (în greutate) %					Tratament termic	Compoziția carburii (în greutate) %			
Cr	Ni	C	Mn	Si		Cr	Fe	Ni	C
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	încălzire la 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 2 min	46,5	44	4	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 5 min	47,5	43	4	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 15 min	53	37,5	4	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 1 h	62	29,5	3	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	68	23,5	3	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 168 h	68	23,5	3	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 1 050 h	68	23,5	3	5,5

Tabela 2

Compoziția aliajului (în greutate) %					Tratament termic	Compoziția carburii (în greutate) %			
Cr	Ni	C	Mn	Si		Cr	Fe	Ni	C
13	13,2	0,045	0,48	0,14	încălzire la 1 250°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	52	37,5	5	5,5
11,3	35,4	0,13	1,25	0,06	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	68,5	22	4	5,5
18,3	9,5	0,09	0,94	0,48	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	67,5	24	3	5,5
23,3	18,4	0,09	1,06	1,55	,, ,, 1 200°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	74,5	16	4	5,5
13,8	62,2	0,10	1,10	0,64	,, ,, 1 250°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	75,0	11	8,5	5,5
19,1	76,9	0,02	0,14	0,49	,, ,, 1 250°C 1 h, călire în apă, 750°C 24 h	87	0	7,5	5,5

ment dă o soluţie omogenă. Al doilea tratament dă un amestec de carburi şi de soluţie solidă omogenă datorită difuziei care se poate efectua dată fiind durata mare de recoacere.

Tabela 3

Aliaj	C	Si	Mn	Ni	Cr
1	0,34	0,40	1,80	35,7	11,8
2	0,33	0,09	1,50	36,3	11.0

După revenire la temperatură joasă, curba termomagnetică păstrează alura normală observată după călire ; punctul Curie creşte cu temperatura de revenire, pentru a atinge un maxim la 500°C. Precipitarea începe puţin mai sus de 500°C şi distruge omogenitatea soluţiei solide. În timp ce straturile de austenită din vecinătatea unui grăunte de carbură îşi micşorează conţinutul de crom şi de carbon pe care le cedează grăuntelui, ele se îmbogăţesc cu aceste elemente, prin difuzie, în detrimentul celorlalte straturi, deci conţinutul mediu de crom şi carbon din austenită scade.

Pe măsură ce temperatura de revenire creşte, viteza de difuzie creşte şi ea foarte repede. Viteza de precipitare creşte, mai întîi din cauza scăderii rezistenţelor pasive, apoi pentru că temperatura de revenire se apropie de temperatura de solubilitate perfectă. Intensitatea fenomenului de eterogeneitate trebuie să treacă printr-un maxim, fapt confirmat de alura curbelor ridicate. Abscisa maximului se deplasează înspre temperaturile joase atunci cînd durata de revenire creşte.

Influenţa duratei de revenire este asemănătoare. Atunci cînd indicele de eterogeneitate este maxim, o fracţiune importantă a aliajului rămîne în starea creată prin hipercălire. Fiecare dintre grăunţii de carbură s-a format aproape numai în detrimentul straturilor din imediata vecinătate. Acestea nu au avut încă timpul necesar să ia, prin difuzie, crom şi carbon de la straturile mai depărtate.

Concluzii. Din studierea microstructurii probelor cu ajutorul microscopului electronic, s-au trasat următoarele concluzii :

— Toate probele conţin precipitate fine intercristaline, care evoluează în foarte mică măsură atunci cînd durata de revenire creşte de la 15 min la 100 ore, la temperatura de 850°C. Distanţa medie între precipitate este mai mică de 1μ.

Revenirea face să apară de asemenea precipitate intergranulare care evoluează şi ele în foarte mică măsură atunci cînd durata de revenire la 850°C se prelungeşte.

Precipitatele intercristaline şi intergranulare au forme analoge în toate probele examinate, cu excepţia aceleia răcită lent de la 1 200°C, care prezintă precipitate foarte mari cu forme mai mult sau mai puţin geometrice. Rezultatele obţinute pe oţelul inoxidabil 18—8, în ceea ce priveşte rolul precipitatelor intergranulare şi intercristaline la rupere sînt explicabile şi în acest caz.

Precipitatele intergranulare provoacă, în lungul îmbinărilor grăunţelor, deslipiri ale căror spărturi sînt mai mult sau mai puţin ductile (după densitatea precipitatelor în îmbinare).

Din analizele efectuate cu microsonda se pot trage următoarele concluzii :

— După încălzire timp de 30 min la 1 200°C şi călire în apă, s-a observat pe proba nerevenită o creştere a conţinutului de crom în vecinătatea precipitatelor mari de carburi (la o distanţă de 2—5 μ de carbură, conţinutul de crom este de 10,3 ± 0,1 %). Aceste zone bogate în crom erau în curs de dizolvare în momentul călirii.

— La o încălzire timp de 30 min la 1 200°C, călire în apă, revenire 100 ore la 850°C şi răcire în apă, coalescenţa precipitatelor este destul de înaintată ca să apară zone în care carburile sînt mai puţin numeroase şi de dimensiuni mai mari, fapt care permite să se dozeze cromul şi nichelul în masa de bază. S-a constatat că aceasta are un conţinut mai scăzut de crom şi unul mai ridicat de nichel, faţă de conţinuturile medii ale probelor.

— După încălzire timp de 30 minute la 1 200°C, răcire cu 50°C/oră pînă la 700°C, apoi răcire în aer, se pot analiza zonele din vecinătatea precipitatelor.

Distribuitor volumetric Vibra Screw pentru materiale uscate

În Anglia s-a construit recent un dispozitiv de dozare a materialelor uscate, distribuitorul Vibra Screw.

Distribuitorul (fig. 1) este construit în principiu dintr-un şurub montat pe un vibrator astfel încît capătul şurubului, palierul lui şi tubul de descărcare să vibreze ca un tot în timp ce şurubul se învîrteşte.

Debitul este proporţional cu viteza de rotaţie a şurubului şi poate varia în raportul $\frac{50}{1}$.

Seria de distribuitoare Vibra Screw se compune din 10 tipuri standardizate, cu diametre de la 6,5 la 10 mm şi debite de la cîteva grame pe oră la cîteva tone pe oră.

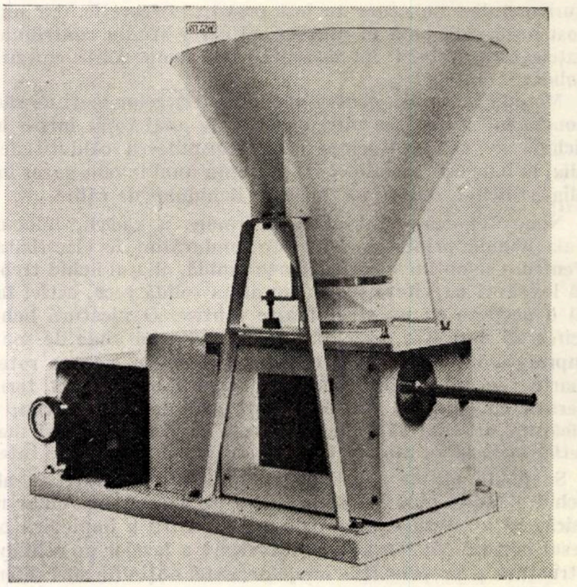


Fig. 1.

La aceste distribuitoare, efectul vibratoriu înlătură adeziunea, formarea de bolţi sau înfundarea ; în afară de aceste avantaje, materialul se menţine la un nivel constant deasupra şurubului, pentru a se evita variaţia debitului. Vibraţia controlată a produsului care se dozează contribuie de asemenea la precizia dozării, eliminîndu-se introducerea aerului şi asigurîndu-se o densitate constantă a materialului, înainte ca acesta să ajungă în tubul de descărcare.

În felul acesta debitul se menţine riguros constant la orice viteză (cu o abatere de ± 2 %).

Distribuitorul Vibra Screw poate doza diferite materiale sub formă de pulberi fine, fulgi sau granule ; materialele sub formă de cristale fragile pot fi de asemenea dozate în bune condiţii.

Distribuitoarele Vibra Screw sînt fabricate din oţel moale ; şurubul şi tubul de descărcare din oţel inoxidabil ; ele pot fi confecţionate şi din aluminiu şi materiale plastice, pentru utilizarea în condiţii chimice speciale.

Sistem de corectare a maşinii de frezat roţi dinţate

S-a realizat un sistem de reglaj pentru o maşină de frezat roţi dinţate de dimensiuni mari care asigură verificarea neîntreruptă a funcţionării lanţului cinematic şi corectarea greşelilor prin reacţie cu un servomecanism. Maşina este folosită pentru prelucrarea roţilor dinţate cu diametrul de pînă la 3,5 m.

Raportul de transmitere al cuplajului cu melc este de 450 :1.

Corectarea rotaţiei mesei o realizează un motor de curent continuu printr-un reductor şi un mecanism diferenţial special. Dispozitivul de rezolvare are o curea de transmisie de la axa cu roată melcată cu raportul de transmitere de 450 : 180 pentru inductosinul corespunzător. La ieşirea din dispozitivul de rezolvare se obţin două semnale : unul dintre ele este proporţional cu sinusul unghiului direcţiei, iar celălalt cu cosinusul acestui unghi. Cele două semnale obţinute în felul acesta au o tensiune care variază sinusoidal cu rotaţia dispozitivului de rezolvare ; ciclul complet al semnalului de ieşire se desfăşoară într-un singur circuit complet. Tensiunea fiecărui semnal este aplicată unui amplificator care compune semnalele şi le transmite statorului inductosinului. În cazul că se transmit tensiunile de ieşire de la dispozitivul de rezolvare la statorul inductosinului, rotorul inductosinului nu emite un semnal de ieşire, asigurînd sincronizarea celor două dispozitive. În cazul existenţei unei erori, rotorul inductosinului, ca urmare a nesincronizării cu dispozitivul de rezolvare, transmite un semnal sub forma unui impuls de tensiune. Această tensiune este folosită pentru excitarea motorului de corectare, după ce a trecut în prealabil printr-un servoamplificator. Stabilizarea servomecanismului de corectare se asigură printr-un tahogenerator.

Procedeu nou de preparare a tijelor monocristaline

Topirea zonală este o metodă folosită curent pentru prepararea tijelor monocristaline de siliciu, germaniu sau alte materiale semiconductoare. Dezavantajul acestui procedeu constă în faptul că nu poate fi aplicat pentru prepararea tijelor relativ subţiri dacă nu se utilizează şi suporţi speciali.

De curînd s-au făcut unele îmbunătăţiri acestui procedeu. Topirea zonală prezintă avantajul că în timp ce lichidul se solifidică, impurităţile sînt mai uşor absorbite de faza lichidă. Dacă o bobină de încălzire prin curenţi de înaltă frecvenţă este deplasată încet de-a lungul barei de siliciu, atunci o zonă de siliciu topit se va deplasa de-a lungul barei şi impurităţile se vor strînge la un capăt. Dacă procesul se repetă de mai multe ori într-o succesiune rapidă se obţine o lungime mare de material pur şi omogen. Dacă bara este subţire şi zona este scurtă, materialul va păstra forma datorită rezistenţei sale superficiale.

Prin noile modificări aduse procesului se scurtează lungimea zonei topite. Aceasta se realizează prin efectuarea înfăşurării preponderent în direcţia radială.

Cercetările preliminare au arătat că tija în acest caz este mai uşor vizibilă, iar materialul evaporat depus pe spiralele bobinei răcite cu apă prezintă un pericol redus de a provoca scurtcircuite.

Totuşi, din cercetări ulterioare, reiese că materialul evaporat se colectează în partea superioară a înfăşurării unde se strînge în forma unui singur cristal alungit. Cînd acestea au atins o anumită mărime se deplasează sub influenţa cîmpului magnetic, în direcţia tijei.

Acest fenomen compromite întreaga operaţie, deoarece cristalele nu se topesc din nou. În schimb, ele acţionează ca centre de creştere a cristalelor în direcţii necorespunzătoare. Specialiştii consideră soluţionată această problemă atît pentru tija centrală, cît şi pentru îndepărtarea materialului colectat. Deoarece ambele se află în zone de acelaşi potenţial, influenţa cîmpului magnetic este redusă. Rezultatul este că tijele de siliciu policristalin pot fi transformate în monocristale omogene în două treceri în loc de şase ca de obicei.

Sensibilitatea faţă de crestături a oţelurilor carbon şi aliate la sudarea cu arc electric. *Svarocinoe proizvodstvo*, nr. 8, 1961.

La alegerea oţelurilor carbon şi slab aliate cu rezistenţa mărită pentru construcţii sudate, este importantă cunoaşterea influenţei regimurilor de sudare asupra tendinţei oţelurilor la rupere fragilă. Cea mai simplă metodă este încercarea la şoc a unor epruvete sudate, prevăzute cu o crestătură în zona adiacentă cusăturii, cea mai influenţată termic. Pentru caracterizarea sudabilităţii diferitelor oţeluri, M. H. Sorşorov şi V. D. Kodolov studiază două grupe de oţeluri : prima grupă cuprinde mărcile 20HGS (C = 0,20 % ; Si = 1 % ; Mn = 1 % ; Cr = 1 %), 40H (C = 0,40 % ; Cr = 1 %), 45 (C = 0,45 %), 35HGSA (C = 0,35 % ; Si = 1,30 % ; Mn = 1 % ; Cr = 1,3 %), iar a doua grupă — mărcile : 23G (C = 23 % ; Mn = 0,85 %), 25N3 (C = 0,25 % ; Ni = 0,4 %), 12HN2 (C = 0,12 % ; Cr = = 0,75 % ; Ni = 1,7 %). Înainte de sudare plăcile din oţelurile 35HGSA, 20HGS, 25N3, 40H şi 23G au fost supuse călirii şi revenirii înalte, iar cele din oţel 45 — normalizării ; oţelul 12HN2 a fost folosit laminat, fără tratament.

Epruvetele au fost executate din tablă laminată de 16 mm grosime, pe care au fost depuse prin sudare cu arc electric sub flux suduri cu următoarele valori ale energiei liniare a arcului (q/v) : 2 000 ; 4 800 ; 7 800 ; 11 000 ; 13 200 şi 17 100 cal/cm. Din metalul de bază cu sudurile depuse s-au tăiat transversal faţă de cusătură fîşii înguste de 12 mm lăţime, din care s-au confecţionat epruvete Schnadt, cu crestătură în V, avînd o rază de rotunjire la vîrf de 0,025, 0,5 şi 1 mm, şi fără crestătură. Vîrfurile crestăturilor sau faţa superioară a epruvetelor fără crestătură au fost prevăzute în zona adiacentă cusăturii pe o adîncime de 0,5 mm faţă de limita de pătrundere. Pe partea opusă crestăturii a fost executată o gaură de 5 mm diametru în vederea înlăturării influenţei fibrelor comprimate asupra valorii energiei de rupere a epruvetei la încovoiere dinamică. Secţiunea activă a epruvetelor este de 3 × 10 mm. Pentru încercare, în gaura epruvetelor se introduc prin frecare cuie călite din oţel, care preiau lovitura berbecului. Încercările au fost executate la temperatura camerei. Pentru comparaţie, odată cu rezilienţa epruvetelor Schnadt a fost luată şi rezilienţa cu epruvete obişnuite Mesnager.

La încercările efectuate s-a găsit că în zona adiacentă cusăturii oţelurile din prima grupă sînt mai sensibile decît oţelurile din grupa a doua. La valori mici ale energiei liniare a arcului şi la viteze mari de răcire, la oţelurile 40H şi 45, metalul din zona adiacentă cusăturii este fragil, ca urmare a călirii care se produce la aceste oţeluri. La oţelurile din prima grupă, care au tendinţă mai mare spre călire, rezilienţa metalului din zona adiacentă cusăturii este, în general, inferioară aceleia a metalului de bază chiar la o valoare optimă a energiei liniare a arcului la depunerea sudurii. Pentru oţelurile din grupa a doua, ciclul termic al depunerii are chiar rolul unui tratament termic de îmbunătăţire şi duce la mărirea rezilienţei epruvetelor cu crestătură prin zona adiacentă cusăturii în comparaţie cu metalul de bază.

La încercarea oţelurilor din grupa a doua, rezilienţa epruvetelor Schnadt cu raza la vîrful crestăturii de 0,5 mm este în toate cazurile mai mică, iar a celor cu raza de 1 mm mai mare decît a epruvetelor Mesnager. Pentru oţelurile din grupa întîi, la depunerea sudurii cu valori relativ mici ale energiei liniare (2 000 cal/cm), rezilienţa epruvetelor Mesnager este chiar mai mică decît a epruvetelor Schnadt cu raza crestăturii de 0,025 mm.

Pentru stabilirea regimurilor optime la sudarea oţelurilor cu rezistenţă mărită, prin metoda probei depunerii de sudură, epruvetele Schnadt, deşi sînt greu de confecţionat, nu prezintă avantaje importante în comparaţie cu epruvetele Mesnager.

Sudarea în linie a nervurilor de ţevi. *Svarocinoe proizvodstvo*, nr. 8, 1961.

Industria chimică necesită schimbătoare de căldură, care se execută din ţevi, a căror suprafaţă de transmitere a căldurii este mărită prin aplicarea unor nervuri. Fixarea nervurilor poate fi făcută prin introducerea acestora în caneluri executate în prealabil în corpul ţevii, după care ele se îmbină prin brazare (lipire tare), lipire moale sau prin sudare. Fixarea nervurilor în acest fel slăbeşte peretele ţevii şi nu realizează o legătură metalică, ceea ce influenţează negativ transmiterea căldurii. Brazarea nervurilor este o operaţie cu volum mare de muncă, în special la ţevi mari ; de asemenea ea este greu de realizat din cauza grosimii diferite dintre nervură şi peretele ţevii. În cazul cînd se foloseşte lipirea moale, aceasta nu asigură rezistenţa mecanică necesară, în special la schimbătoarele care funcţionează cu temperaturi mari. Sudarea electrică în mediu de gaz protector prezintă avantaje, dar are o productivitate redusă.

Recent, pentru sudarea nervurilor de ţevi, a fost experimentat procedeul de sudare în linie, care are o productivitate mare, fiind totodată şi foarte economic, deoarece nu necesită material de adaos. Sudarea în linie asigură o legătură metalică bună între nervură şi ţeavă şi o rezistenţă suficient de mare, dacă se folosesc nervuri de un anumit profil. Rezultatele cele mai bune s-au obţinut folosindu-se nervuri duble de 1 mm grosime, care la bază au o lăţime de 5 mm şi o rază de racordare între bază şi aripi de 1 mm. În aceste condiţii se asigură posibilitatea de a fi sudat un număr suficient de mare de nervuri, în vederea unei transmiteri de căldură cît mai mari. Pentru fixarea nervurilor se foloseşte o maşină de sudat de 150 kW (MSP—150) cu deplasare transversală. Folosirea unui număr cît mai mare de nervuri prin micşorarea lăţimii nervurii la bază prezintă însă dezavantajul că micşorează lăţimea suprafeţei de contact a rolei de sudare şi deci durabilitatea acesteia. La folosirea rolelor din cupru este necesară reprofilarea lor, care se face cu inele din oţel călit. Aceste inele sînt fixate pe rola conducătoare şi la presiunea maximă dintre electrozi ele se reprofilează pe maşină timp de 5....7 minute cu curentul de sudare întrerupt.

La sudarea nervurilor în linie, se execută simultan două cusături la două nervuri diametral opuse pe ţeavă, astfel că drumul curentului de sudare este mărit, deoarece acesta trece şi prin peretele ţevii. În timpul sudării, peretele ţevii se poate încălzi pe linia cusăturii, în special atunci cînd grosimea de perete este redusă (2—3 mm), deformînd ţeava. În vederea micşorării deformaţiilor se folosesc viteze de sudare destul de mari, pentru ca peretele ţevii să nu se încălzească pe întreaga grosime. Mărirea vitezei de sudare necesită şi o mărire a puterii consumate, astfel încît este greu să se poată evita deformarea ţevilor atunci cînd grosimea acestora este sub 3 mm. Cele mai bune rezultate s-au obţinut prin răcirea din interior a ţevilor. Sudarea nervurilor la ţevi se execută pe un dispozitiv special, în care ţeava pe care se fixează nervurile este prinsă în două cărucioare, care se deplasează pe ghidaje. Reglarea pentru diferite diametre de ţevi se realizează cu ajutorul unor cricuri. Ţeava este fixată rigid în căruciorul anterior de tragere cu ajutorul unui dispozitiv de strîngere, care realizează totodată şi etanşeitatea necesară pentru introducerea apei de răcire în interiorul ţevii. La capătul posterior, ţeava este etanşată în acelaşi mod, iar apa circulă în sens contrar sensului de sudare. Fixarea nervurilor este realizată fără prinderea acestora pe ţeavă. Înapoierea ţevii în poziţia iniţială, după sudarea fiecărei perechi de nervuri, se execută cu un comutator cu două poziţii, care asigură inversarea mecanismului de acţionare a rolelor. Înainte de sudare piesele se sablează. Pentru sudarea ţevilor de dimensiuni cuprinse între 25 × 2 mm... 57 × 7 mm se folosesc 8—12 nervuri duble, care sînt sudate cu viteza de 2 m/min. Forţa de apăsare a electrozilor pentru sudarea acestor ţevi este de 80—350 kg, în funcţie de grosimea pereţilor şi diametrul ţevii. Ţevile cu grosimea peretelui de 2 mm şi 2,5 mm se sudează cu răcirea cu apă în interior. La sudarea diferitelor dimensiuni de ţevi, profilul şi grosimea nervurilor sînt menţinute constante, variindu-se numai înălţimea lor. Regimurile de sudare sînt considerate corespunzătoare dacă la încercare ruperea se produce pe întreaga lungime a cusăturii prin metalul de bază al nervurii şi dacă la examinarea suprafeţei interioare a ţevii nu se produc deformaţii. În general, ruperea s-a produs prin zona influenţată termic, datorită formării unor structuri de călire. Cercetările microscopice arată, atît în secţiunea transversală cît şi în cea longitudinală, o sudură de calitate, fără defecte. La folosirea unor ţevi cu nervuri pentru răcitoarele unui compresor, s-au putut micşora aproape de două ori dimensiunile şi greutatea acestora.

Recenzii

Tocinosti otlivok (Precizia pieselor turnate), Maşghiz, Moscova, 1960, 205 pag., 19 referate.

Lucrarea prezintă, într-un tot unitar, cele 19 referate prezentate la consfătuirea „Precizia pieselor turnate", organizată de secţia „Tehnologia construcţiilor de maşini" din Institutul de construcţii de maşini al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S.

Referatele prezentate la această Consfătuire stîrnesc un interes deosebit atît pentru turnători, cît şi pentru constructorii de maşini, ele fiind alcătuite de cei mai competenţi specialişti, lucrători ştiinţifici din institute de cercetare şi din uzine, privind precizia pieselor turnate şi calea pe care trebuie să se dezvolte aceasta.

Precizia turnării pieselor destinate construcţiilor de maşini prezintă în etapa actuală o importanţă tot atît de mare ca aceea privind dimensiunile, configuraţia şi calitatea suprafeţei detaliilor de maşini.

După cum se ştie, în U.R.S.S. producţia în ramura constructoare de maşini trebuie să crească de două ori în acest septenal. Această creştere se obţine în special pe calea automatizării proceselor tehnologice. Noile maşini care deservesc aceste linii tehnologice automatizate trebuie să fie construite pe baza utilizării resurselor interne din întreprinderi şi totodată trebuie să asigure o îmbunătăţire radicală a condiţiilor de muncă.

Una dintre cele mai importante probleme pentru dezvoltarea tehnicii obţinerii detaliilor de maşini este calea pe care trebuie să o urmeze turnarea acestor piese la forme şi dimensiuni cît mai apropiate de cele finale.

Se ştie că în condiţiile existente, aproximativ 15—20% din greutatea pieselor turnate este transformată în aşchii prin prelucrare, ceea ce pe ansamblul economiei U.R.S.S. reprezintă milioane tone de metal neutilizat.

În consecinţă, turnătorilor le revine, în primul rînd, sarcina de a găsi căile cele mai bune, pentru micşorarea adausurilor de prelucrare la turnarea pieselor.

Normele preciziei trebuie să fie uniform aplicate în toate sectoarele din turnătorie: materiale, topire, modelărie, formare, instrumente de măsură etc.

Controlul produsului finit nu trebuie să se îndrepte numai în direcţia preciziei formei geometrice ci şi asupra proprietăţilor aliajului turnat.

În prezent, aprecierea preciziei turnării este abordată în diferite moduri. Considerăm că elaborarea unor metode şi soluţii generale, tratate în mod unitar, îşi are justificarea în avantajele pe care el oferă orice generalizare ştiinţifică în dezvoltarea ulterioară a procesului.

Din consideraţiile lui B. B. Guliaev, rezultă că această problemă se rezolvă pe calea sistematizării măsurărilor pieselor turnate, prin pregătirea corespunzătoare a procesului tehnologic şi analiza statistică a rezultatelor obţinute. Rezultatele considerate „normale" vor fi trecute în standardele privind precizia turnării.

Aprecierea interacţiunii diferiţilor factori tehnologici asupra preciziei turnării se abordează, de asemenea, în moduri diferite. Această problemă se rezolvă pe calea cercetărilor experimentale privind analiza procesului de formare, configuraţia şi dimensiunile piesei turnate. Aceste cercetări au ca rezultat noi procese tehnologice de obţinere a pieselor turnate cu o precizie foarte mare şi găsirea unor criterii privind alegerea diferitelor variante tehnologice pentru obţinerea aceluiaşi scop. Calculul toleranţelor şi adaosurilor pentru piesele turnate se face, de asemenea, în diferite moduri. În rezolvarea acestei probleme, predomină analiza teoretică. Lipsind caracterul unitar al metodelor şi al relaţiilor de calcul, este imperios necesar de a clarifica şi soluţiona just şi exact cele mai complicate aspecte ale problemei pentru elaborarea unor soluţii tehnologice noi, pe măsura cerinţelor tehnicii în continuu progres.

Referatele prezentate au fost împărţite în patru părţi după specificul problemelor pe care le tratează. În partea I sînt prezentate lucrările cu caracter general privind starea actuală a problemei preciziei pieselor turnate (B. B. Guliaev), problema cercetărilor preciziei pieselor turnate în dependenţă de factorii tehnologici (Acsenov P. N.), cercetări teoretice şi experimentale privind precizia pieselor turnate (Vorobiev I. A.) etc.

Cu referire la aceste probleme, consfătuirea a scos în evidenţă lipsurile existente privind numărul redus al lucrărilor ştiinţifice afectate problemei măririi preciziei pieselor turnate. Lucrările existente nu sînt centralizate şi multe din ele au un caracter contradictoriu.

Desăvîrşirea tehnologiei de obţinere a pieselor turnate cu precizie ridicată se face actualmente pe cale empirică, ruptă de lucrările teoretice existente în această direcţie. Dezvoltarea calculelor şi metodelor teoretice privind mărirea preciziei pieselor turnate a rămas foarte mult în urmă faţă de gradul de dezvoltare a metodelor tehnologice.

Consfătuirea recomandă dezvoltarea pe scară mai mare a metodelor teoretice de calcul privind mărirea preciziei pieselor turnate.

Partea II-a cuprinde referatele care tratează despre toleranţe, adaosuri şi calitatea suprafeţei pieselor turnate. Sînt analizate în mod detaliat dependenţa dintre variaţia compoziţiei chimice a fontelor şi contracţia şi precizia dimensională a pieselor turnate (Egorenkov I. P.).

Consfătuirea recomandă studierea cu ajutorul metodelor statisticii matematice a materialului experimental existent privind abaterile de la dimensiuni ale pieselor turnate şi pe această bază să se revizuiască standardele existente şi să se întocmească noi instrucţiuni uzinale ce reglementează aceste abateri.

În partea a III-a, referatele tratează problemele legate de mărirea preciziei turnării pieselor prin metodele obişnuite de formare. Sînt analizate în mod amănunţit condiţiile care conduc la mărirea preciziei pieselor turnate obţinute în amestecuri de formare, erorile dimensionale ale pieselor turnate cauzate de modele şi rame, influenţa deformărilor termice ale amestecurilor de formare asupra preciziei turnării, executarea pieselor turnate de mare precizie în forme coji confecţionate din amestecuri cu sticlă solubilă, executarea pieselor mari din oţel cu dimensiuni precise prin folosirea amestecurilor cu întărire chimică rapidă etc.

Partea a IV-a este destinată referatelor care analizează obţinerea preciziei pieselor turnate prin metode speciale : turnarea cu ajutorul modelelor fuzibile, turnarea sub presiune, turnarea în cochile etc.

În încheiere, trebuie să subliniem că referatele prezentate în această culegere sînt scrise la un nivel ridicat, într-un stil foarte clar ceea ce face ca înţelegerea lor să nu prezinte dificultăţi. Culegerea este deosebit de utilă cercetătorilor şi inginerilor care se ocupă cu problemele teoretice şi practice ale măririi preciziei pieselor turnate. Avînd în vedere că şi în ţara noastră această problemă a intrat în preocuparea unui larg cerc de specialişti, considerăm că traducerea în limba romînă a acestei culegeri ar fi bine venită şi ar contribui în mare măsură la orientarea eforturilor pe direcţii care au dat deja rezultate bune în străinătate.

Constantin Cosneanu

A. P. IVANOV: **Mecanizarea şi automatizarea proceselor tehnologice în construcţia de maşini,** Ed. tehnică, 1961, Bucureşti.

În Editura tehnică a apărut recent, în traducere din limba rusă, cartea intitulată „Mecanizarea şi automatizarea proceselor tehnologice în construcţia de maşini", scrisă de conferenţiarul A. P. Ivanov, candidat în ştiinţe tehnice.

În lucrare se face o apreciere a eficacităţii economice a mecanizării şi automatizării proceselor tehnologice în funcţie de caracterul producţiei şi se studiază condiţiile utilizării raţionale a mijloacelor tehnice mecanizate şi automatizate în industrie. Astfel, în lucrare sînt descrise procedeele şi mijloacele de mecanizare şi automatizare a principalelor elemente ale procesului de producţie începînd cu transportul în secţii şi terminînd cu operaţiile de asamblare. De asemenea, în lucrare sînt examinate în amănunt problemele automatizării şi mecanizării operaţiilor pe maşini-unelte. Strîns legat de aceasta, se face şi o scurtă descriere a construcţiei şi principiilor de funcţionare a mecanismelor hidraulice, pneumatice şi electrice folosite pentru rezolvarea practică a problemelor automatizării în producţie.

Cartea cuprinde opt capitole, dezvoltate proporţional în raport cu importanţa problemelor tratate : scurt istoric al utilizării industriale a automatizării şi nivelul actual de automatizare a proceselor tehnologice în prelucrarea mecanică şi în asamblare ; formele şi caracterul mecanizării şi automatizării proceselor tehnologice în funcţie de condiţiile şi de caracterul economic al producţiei ; condiţiile tehnologice şi organizatorice ale mecanizării şi automatizării producţiei ; mecanizarea transportului în secţii ; mecanizarea prinderii semifabricatelor şi sculelor la maşini-unelte ; mecanizarea lucrărilor de reparaţii de lăcătuşerie şi de asamblare şi automatizarea proceselor de asamblare ; automatizarea operaţiilor executate pe maşini-unelte ; maşini-unelte-agregat şi linii automate.

În carte se evidenţiază faptul că introducerea mecanizării complexe şi a automatizării producţiei în industria constructoare de maşini trebuie să fie însoţită de o restructurare a proceselor tehnologice existente, precum şi a formelor organizatorice ale producţiei, în concordanţă cu cerinţele utilizării cît mai raţionale a noilor mijloace tehnice. Practica arată că este necesar să se intensifice acţiunea pentru ridicarea nivelului general de automatizare a uzinelor constructoare de maşini, atît prin modernizarea utilajului existent şi folosirea de dispozitive automatizate la maşini-unelte universale obişnuite, cît şi prin introducerea unor agregate specializate semiautomate şi automate la maşinile-unelte cu mai multe posturi şi la liniile automate alcătuite din ansambluri tipizate. Concomitent însă cu aceste măsuri, trebuie realizată restructurarea şi perfecţionarea proceselor tehnologice şi organizarea producţiei în concordanţă cu nivelul tehnic mai înalt al noului utilaj. Nu este deci suficient să se realizeze numai un sistem de maşini automate, ci în acelaşi timp trebuie analizat cu grijă şi modificat întregul proces tehnologic, ţinînd seamă de cerinţele producţiei automatizate.

În carte se arată că formele şi caracterul mecanizării şi automatizării sînt determinate de condiţiile şi de caracterul economic al producţiei. Astfel, eficacitatea mecanizării şi automatizării proceselor tehnologice se ilustrează prin creşterea productivităţii muncii, reducerea preţului de cost al produselor, scurtarea ciclului de fabricaţie, îmbunătăţirea calităţii produselor şi uşurarea condiţiilor de muncă ale muncitorului. Cît priveşte caracterul mecanizării şi automatizării, el este influenţat de caracterul sau volumul producţiei (programul anual al secţiei), valoarea lotului de piese şi repetarea loturilor (pentru producţia în serie), numărul de tipuri de piese diferite confecţionate în aceleaşi sectoare de producţie, pe acelaşi utilaj şi raportul dintre volumele de muncă necesare diferitelor piese, stabilitatea producţiei, adică durata şi periodicitatea aproximativă a perioadei de fabricaţie a tipurilor respective de piese, dimensiunile şi forma pieselor confecţionate şi caracterul utilajului existent în secţie. Pe baza analizei acestor condiţii de producţie, în carte sînt expuse formele principale de mecanizare şi automatizare în producţia de masă, în producţia de serie şi în producţia de serie mică şi individuală. În carte este combătută părerea greşită conform căreia în condiţiile producţiei de serie posibilităţile mecanizării şi, cu atît mai mult, ale automatizării ar fi limitate. În realitate, volumul mic de fabricaţie a diferitelor piese şi caracterul lor foarte variat şi instabil îngreuiază numai aplicarea mecanică a metodelor şi formelor de automatizare folosite în cazul producţiei în masă, problemele mecanizării şi automatizării producţiei în serie cerînd o abordare specială.

Subliniind că perfecţionarea producţiei pe baza mecanizării şi automatizării trebuie să fie însoţită de o restructurare tehnologică şi organizatorică corespunzătoare, autorul abordează pe larg condiţiile realizării şi utilizării celei mai raţionale a mijloacelor mecanizate şi automatizate în diferite împrejurări de producţie, şi anume : concentrarea prelucrării la alcătuirea procesului tehnologic, alegerea procedeelor de prelucrare care să poată fi mecanizate şi automatizate în modul cel mai simplu şi care să asigure un efect economic maxim, alegerea suprafeţelor de bază şi principiile măririi seriei de fabricaţie etc.

Trecînd la analiza concretă a procedeelor şi mijloacelor de mecanizare, se face o analiză largă a mecanizării transportului în secţii, considerîndu-l una dintre verigile importante ale procesului de producţie din întreprinderile constructoare de maşini, de starea lui depinzînd în mare măsură productivitatea muncii, gradul de utilizare a utilajului, condiţiile de muncă ale muncitorului şi volumul cheltuielilor de producţie. Formele mecanizării transportului în secţie şi tipurile de maşini folosite în acest scop sînt determinate de specificul pieselor prelucrate, de felul utilajului, de caracterul şi tipul producţiei.

De aceea, în funcţie de condiţiile specifice de producţie, se examinează transportul în secţiile cu producţie individuală şi de serie mică, transportul în secţiile cu producţie de serie mare şi de masă şi mecanizarea îndepărtării aşchiilor de la maşinile-unelte şi transportul lor la punctele de colectare ale secţiei.

Dată fiind insuficienta mecanizare a lucrărilor auxiliare care au loc în cadrul procesului de prelucrare prin aşchiere, în carte se acordă o atenţie deosebită principalelor forme de mecanizare a dispozitivelor de prindere a semifabricatelor în cazul prelucrării pe maşini-unelte, cu exemple de realizare practică a lor. Prinderea semifabricatelor în dispozitive este determinată de felul construcţiei mecanismelor de prindere, de specificul pieselor de prelucrat şi de condiţiile de prindere. În consecinţă, în carte sînt analizate probleme de o deosebită însemnătate practică, ca : mecanizarea mecanismelor de strîngere a dispozitivelor de prindere la strunguri-revolver şi la maşini de rectificat rotund, mecanizarea mecanismelor de strîngere în dispozitive la maşini de găurit, de frezat şi de alezat, mecanizarea mecanismelor de prindere a dispozitivelor pe baza folosirii energiei organelor în mişcare ale maşinilor-unelte şi a folosirii suporturilor pentru scule cu mai multe poziţii şi cu schimbare rapidă.

De asemenea, cartea tratează problemele mecanizării lucrărilor de reparaţii de lăcătuşerie şi de asamblare care deţin încă un volum maxim de muncă manuală. Cartea atrage atenţia asupra necesităţii punerii în concordanţă a nivelului mecanizării lucrărilor de reparaţii şi de asamblare cu nivelul tehnic general al industriei constructoare de maşini. O atenţie deosebită trebuie acordată operaţiilor de pilire şi răzuire a ghidajelor, una dintre operaţiile de lăcătuşerie care necesită volumul cel mai mare de muncă la reparaţiile capitale ale maşinilor-unelte, ale utilajului de forjare şi presare etc. Cît priveşte perfecţionarea tehnică a procesului de asamblare în scopul reducerii volumului de muncă manuală şi măririi productivităţii muncii în diferite condiţii de producţie, trebuie acţionat în direcţia mecanizării multilaterale a operaţiilor de asamblare, a realizării unor maşini de prelucrat semiautomate şi automate servind la asamblarea diferitelor ansambluri şi a întregului produs, a realizării unor linii automate pe bandă pentru mai multe operaţii pentru asamblarea ansamblurilor şi produselor care necesită un volum mare de muncă.

Treapta următoare perfecţionării tehnice a producţiei mecanizate este automatizarea proceselor tehnologice. Cartea atrage atenţia asupra faptului că nivelul şi formele de automatizare a proceselor tehnologice trebuie stabilite în concordanţă cu specificul economic şi tehnic al fiecărei producţii concrete. În funcţie de aceasta, automatizarea poate cuprinde fie întregul proces tehnologic de confecţionare a unor produse date în ansamblu, fie anumite etape şi operaţii ale procesului tehnologic, fie chiar numai anumite părţi ale ciclului tehnologic al operaţiilor. Cartea studiază metodele şi mijloacele pentru automatizarea parţială şi totală a anumitor operaţii ale proceselor tehnologice executate pe diferite maşini-unelte. Rezolvarea automatizării anumitor operaţii ale procesului tehnologic trebuie făcută pe baza analizei timpului pe bucată şi a evidenţei cheltuielilor legate de realizarea măsurilor de automatizare. Şi în cazul automatizării, principalele condiţii ale eficacităţii economice a automatizării unui proces tehnologic sînt creşterea productivităţii muncii şi reducerea preţului de cost prin reducerea timpului auxiliar şi a timpului pe maşină, precum şi prin realizarea deservirii concomitente a mai multor maşini.

Referindu-se la automatizarea parţială a operaţiilor executate pe maşini-unelte, în carte sînt analizate pe larg probleme ca : automatizarea prinderii pieselor în dispozitive, automatizarea opririi maşinilor-unelte şi limitarea la dimensiune a curselor de lucru ; automatizarea ciclurilor de lucru ale strungurilor în cazul filetării şi al strunjirii axelor în trepte, automatizarea reglării intermediare la dimensiune a sculelor, automatizarea rotirii periodice a semifabricatelor în cazul prelucrării la mai multe posturi. În ce priveşte automatizarea completă a operaţiilor executate pe maşini-unelte, cartea tratează o serie de aspecte referitoare la : automatizarea în condiţiile procesului continuu de prelucrare succesivă, cu mişcarea într-un singur sens a semifabricatelor, după o traiectorie închisă ; automatizarea pe baza unor legături cinematice rigide între mecanismele maşinii-unelte şi cele ale dispozitivului de prindere ; automatizarea pe baza comenzii reciproce succesive a mecanismului de lucru al maşinii-unelte şi dispozitivului de prindere ; aparatajul pneumatic, aparatajul hidraulic ; aparatajul electric ; automatizarea pe baza comenzii în paralel a mecanismelor maşinii-unelte şi dispozitivelor de prindere cu ajutorul unor dispozitive de comandă după program ; automatizarea alimentării cu semifabricate în cazul prelucrării pe maşini-unelte.

În sfîrşit, cartea tratează o serie de probleme privind maşinile-unelte-agregat şi liniile automate, eficacitatea economică a automatizării proceselor tehnologice crescînd odată cu creşterea gradului de concentrare a prelucrării. Dată fiind importanţa lor în producţie, cartea se opreşte pe larg la analiza diferitelor tipuri de maşini-unelte-agregat şi linii automate, evidenţiind diferitele posibilităţi ale introducerii lor în diferitele condiţii de producţie.

Pentru utilitatea practică, pentru varietatea şi complexitatea problemelor pe care le ridică, recomandăm cartea celor ce sînt preocupaţi de problemele mecanizării şi automatizării în industria constructoare de maşini.

Constantin Botea

Cronică

Consfătuirea privitoare la motoarele termice

Institutul de Energetică al Academiei R.P.R. în colaborare cu Ministerul Metalurgiei şi Construcţiei de Maşini şi cu Asociaţia Ştiinţifică a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. a organizat o consfătuire în problema construcţiei motoarelor termice. Lucrările consfăturirii s-au desfăşurat în două sesiuni : la Braşov în zile de 14 şi 15 noiembrie 1961 — s-au dezbătut problemele motoarelor de tracţiune şi la Bucureşti în zilele de 21—22 noiembrie 1961 s-au discutat problemele legate de motoarele Diesel de mai mare putere.

Consfătuirea organizată în cele două importante centre industriale a urmărit în principal : promovarea tehnicii noi prin analizarea rezultatelor obţinute de către diferite unităţi care se ocupă cu construirea şi exploatarea motoarelor termice, precum şi indicarea problemelor care trebuie să constituie obiectul cercetării lor în viitor ; cunoaşterea de către toţi specialiştii a problemelor care pot intra în preocupările diferitelor unităţi ; punerea bazelor unor întîlniri periodice între specialiştii din domeniul motoarelor termice, în vederea unui schimb de vederi în acest domeniu.

La consfătuire au fost prezentate 37 de referate din partea ministerelor interesate, referate şi comunicări ale specialiştilor din întreprinderi, institute de cercetare şi învăţămînt superior. În centrul preocupărilor generale s-a situat îmbunătăţirea caracteristicilor energetice şi constructive ale motoarelor cu ardere internă construite în R.P.R., analizîndu-se stadiul actual al cercetării ştiinţifice în domeniul motoarelor termice şi dezvoltarea acestor cercetări în vederea specializării şi cooperării diferitelor unităţi, probleme de perspectivă.

În încheiere, a luat cuvîntul prof. Ştefan Nădăşan, membru corespondent al Academiei R.P.R., preşedintele Comitetului pentru Tehnica Nouă, care a arătat că în momentul de faţă industria constructoare de maşini asimilează noi tipuri de motoare. Aceste sarcini impun preocupări intense în domeniul introducerii tehnicii noi în cercetare, proiectare, fabricaţie şi exploatare.

În continuare, tov. prof. Ştefan Nădăşan a arătat că din acest punct de vedere, prin problemele importante puse în discuţie, consideră că această consfătuire şi-a atins primul dintre scopurile propuse.

Organizarea consfătuirii în două sesiuni (una la Braşov, unde s-au discutat problemele motoarelor de autocamion şi de tractor — şi alta la Bucureşti, unde s-au discutat problemele ridicate de motoarele Diesel-stabile şi de transport feroviar), cum şi problemele generale ale consfătuirii ca şi unele aspecte ridicate de motoarele noi au permis ca numeroşi specialişti să poată participa la lucrări. Prin aceasta, s-a realizat o difuzare mai amplă a problemelor studiate şi o cunoaştere a preocupărilor diferitelor colective. În cadrul discuţiilor numeroase care au avut loc şi în care s-au comunicat şi rezultatele obţinute în diferite colective de cercetare, s-a prezentat experienţa fiecărui colectiv în problemele cercetate. Deşi nu s-au putut antrena toate uzinele constructoare de motoare şi colectivele de cercetare la participare şi la prezentarea de lucrări, totuşi a fost atins şi scopul al doilea al consfătuirii, deoarece participarea a fost într-adevăr reprezentativă.

Din ansamblul de teme prezentate şi discutate se desprind cîteva probleme importante care trebuie semnalate şi reţinute, şi anume:

1. Va trebui ca în viitor cercetarea, sub toate formele, şi fără a părăsi preocupările îmbunătăţirii produselor existente, să facă un pas înainte. Este necesar ca în viitor cercetarea să se îndrepte cu precădere spre problemele noi, de perspectivă, astfel ca rezultatele obţinute să intervină activ şi în timp util, deci în faza de alegere a unei soluţii şi în faza de proiectare.

2. Pentru a putea răspunde acestui deziderat, va trebui ca, fără a se renunţa la rezolvarea problemelor cu aplicaţie imediată, să se adîncească cercetările fundamentale, adică probleme foarte generale care, odată cercetate pot căpăta aplicaţii multiple şi variate. Este, prin urmare, necesar să se întărească şi să se elibereze de alte sarcini nucleele de cercetare care s-au specializat în studiul unor probleme cu caracter fundamental, indiferent de instituţia în cadrul căreia lucrează aceste nuclee, intensificîndu-se studiile de termodinamică aplicată, de cinetica de arderi şi de transmisia căldurii.

3. Din lucrările prezentate şi discuţiile purtate, se constată că s-au făcut, în ultimul timp, progrese mari în studiul motoarelor termice, atît în ceea ce priveşte cunoaşterea unor procese (cum ar fi arderea), cît şi în utilizarea unor metode moderne de măsurare şi a unor metode noi de calcul. Socotim că este necesar să se prezinte organizat aceste cunoştinţe specialiştilor din domeniul motoarelor, în cadrul unor cursuri de perfecţionare.

Realizarea pe această cale a pregătirii de cadre va asigura atît ridicarea nivelului cadrelor existente, cît şi posibilitatea lărgirii cîmpului de selecţionare a cercetărilor pentru domeniul motoarelor.

4. Considerăm că va trebui să se întărească colaborarea între nucleele de cercetare din MMCM şi din uzinele constructoare de motoare, cu cele ale Academiei R.P.R., cu alte institute departamentale şi cu nucleele din institutele de învăţămînt superior. În acest mod se leagă mai strîns cercetarea de producţie şi se poate realiza concentrarea pe problemele interesante care trebuie să fie studiate.

Coordonarea lucrărilor de cercetare pe plan republican este o sarcină care — conform prevederilor HCM 877/1960 — revine Comitetului pentru Tehnica Nouă. Colaborarea strînsă în munca de cercetare trebuie să conducă la o concentrare a forţelor de cercetare disponibile şi la eliminarea paralelismelor în rezolvarea lucrărilor curente, după care va fi posibil să se cumuleze forţe pentru atacarea problemelor de mare amploare cu caracter fundamental şi aplicativ.

În legătură cu aceasta, este neapărat necesar să fie întărite şi sectoarele de proiectare, pentru ca cercetarea-proiectarea-execuţia să se dezvolte în mod armonios, numai astfel putîndu-se asigura introducerea tehnicii celei mai avansate în producţia de motoare din ţara noastră.

5. În cadrul acestei consfătuiri a apărut clar necesitatea de a se îmbunătăţi calităţile materialelor şi tehnologia de fabricaţie a motoarelor, în scopul prelungirii duratei vieţii acestora. Socotim că această problemă, deosebit de importantă, revine în primul rînd uzinelor constructoare de motoare. Acestea, în afara problemelor pe care le pot rezolva direct, vor trebui — în problemele cu aspecte mai complicate — să ceară colaborarea institutelor de cercetare şi cadrelor de specialitate din învăţămîntul superior. Pentru realizarea acestor sarcini, uzinele constructoare de motoare trebuie să-şi dezvolte corespunzător laboratoarele uzinale şi standurile de probă.

6. Numeroase probleme mari rămîn deschise cercetării. Ele vor trebui atacate în legătură în special cu producţia nouă de motoare, căutîndu-se să se orienteze studiile în vederea îmbunătăţirii economicităţii şi performanţelor motorului. Astfel, vor trebui conduse studii pe monocilindru şi pe motor în legătură cu factorii care influenţează arderea, trebuie studiate injecţia şi carburaţia, problemele de regim termic, de supraalimentare etc. Socotim că problemele de calcul termodinamic al ciclurilor şi introducerea auxiliarelor electronice de calcul trebuie de asemenea atacate.

Este necesar să se continue cercetările legate de adaptarea combustibilului la motor, cum şi problemele de lubrificaţie.

7. De foarte mare importanţă sînt problemele de metodologie a încercărilor. De aceea va trebui să se dea o cît mai mare atenţie acestor probleme, insistîndu-se asupra metodelor noi de cercetare a motoarelor şi asupra proceselor din acestea.

8. Atît interesele celui care produce, cît şi ale celui care exploatează motoarele sînt legate de realizarea unei familii de motoare, care, satisfăcînd nevoile actuale şi viitoare ale economiei noastre, să poată fi realizate cu un număr cît mai mic de elemente. Problema tipizării corecte a familiilor de motoare termice este esenţială pentru introducerea tehnicii noi în acest domeniu. Ea generează numeroase probleme de cercetare, în parte cu caracter tehnico-economic, în majoritate de experimentare directă, pentru a stabili monocilindrii de bază optimi pentru dezvoltarea de perspectivă a construcţiei noastre de motoare. Această problemă trebuie să fie o preocupare continuă a MMCM şi considerăm că trebuie realizată prin coordonarea muncii din uzine şi din cîteva colective de cercetare.

În final, considerăm că consfătuirea a reliefat că pentru îmbunătăţirea producţiei de motoare în ţara noastră există condiţii create pentru introducerea tehnicii noi şi este necesar să se adîncească cercetarea ştiinţifică a acestora, cu cele două laturi: cercetarea generală — de probleme fundamentale — şi cercetarea aplicativă.

La sfîrşitul acestei enumerări de probleme importante desprinse din consfătuire, trebuie să relevăm ca binevenit şi realizat şi cel de-al treilea scop enunţat al consfătuirii, adică: cunoaşterea şi întîlnirea periodică a specialiştilor în domeniul motoarelor termice. Aceasta este necesară, corespunde însăşi metodelor de lucru în colectiv şi va contribui prin schimbul profesional de păreri la îmbunătăţirea motoarelor fabricate în ţară.

Faţă de rezultatele bune obţinute în actuala consfătuire, la care au cooperat Academia R.P.R., MMCM şi ASIT, socotim că este necesar ca aceleaşi foruri să se ocupe în viitor de această problemă, asociind şi MIPC, care prin cadrele sale contribuie la promovarea tehnicii noi şi a cercetării ştiinţifice în domeniul motoarelor termice.

Cum specialitatea de motoare termice are, după cum se constată, un cîmp de preocupări bine conturat şi îmbrăcînd aspecte variate, considerăm că este util să se analizeze posibilitatea organizării în cadrul ASIT a unei secţii de motoare.

Cu sprijinul organelor de partid şi în colaborare cu Academia R.P.R. şi cu ministerele respective, Comitetul pentru Tehnica Nouă va depune toate eforturile pentru sprijinirea ducerii la îndeplinire a sarcinilor ce rezultă de pe urma acestei consfătuiri.

informaţii

CEA MAI MARE SECŢIE DE LAMINARE DIN LUME

În Siberia de vest se construieşte un nou combinat siderurgic de proporţii gigantice, care se va specializa în producţia de metale profilate. Pentru acest combinat, Institutul de proiectare ,,Ghipromez'' din Moscova elaborează proiectul secţiei de laminare, care va fi cea mai mare nu numai din Uniunea Sovietică, dar şi din lume. Aici va fi montat primul bluming din lume de 1 300 mm complet automatizat, al cărui utilaj este proiectat de uzina de maşini din Ural. Productivitatea acestui bluming va fi aproape de două ori mai mare decît a celor mai puternice agregate de acest fel din străinătate. El este destinat pentru laminarea lingourilor în greutate pînă la 15 t în blumuri cu secţiunea 370 × 370 mm. La acest bluming vor fi mecanizate toate operaţiile, inclusiv cele ajutătoare.

Pentru acest bluming, Institutul ,,Stalproekt'' elaborează proiectele noilor cuptoare recuperative adînci de încălzire, a căror capacitate depăşeşte cu mult pe a celor existente. Lingourile din cuptoare vor fi alimentate în bluming pe o cale circulară, prevăzută cu cărucioare speciale. Fiecare cilindru al agregatului va fi acţionat de un motor individual cu putere de 6 400 kW. Se va instala un laminor intermediar, care va prelucra tot metalul după bluming, transformîndu-l în semifabricate pentru laminorul de profiluri. Al doilea agregat al secţiei va cuprinde 12 caje de lucru cu cilindri verticali şi orizontali alternativi, acţionaţi de motoare individuale. De asemenea, în secţie vor fi instalate cinci laminoare de profile şi de sîrme, care vor avea cea mai mare viteză din lume. Cel mai mare dintre ele — laminorul ,,400'' — este destinat pentru profile cu pereţi subţiri. Acest agregat cu funcţionare continuă este compus din 16 caje cu cilindri verticali şi orizontali, avînd o viteză de lucru pînă la 15 m/s.

Două laminoare cu linie dublă vor produce laminate de dimensiuni mici cu o viteză de 20 m/s. Alte două sînt destinate pentru producţia de oţel beton în colaci în patru linii cu o viteză de 40 m/s.

Puterea instalată totală a acestei secţii gigantice va fi de circa 170 000 kW. Secţia va avea o lungime de 1 500 m şi va ocupa o suprafaţă de 40 ha.

UN MARE CUPTOR ELECTRIC

În U.R.S.S. a fost realizat proiectul unui cuptor electric cu trei electrozi. Producţia anuală a acestui cuptor va fi de circa 250 000 t de oţel de bună calitate. Intrarea în funcţiune a acestui mare cuptor electric este prevăzută pentru anul 1965.

O FABRICĂ CONSTRUITĂ DIN ALUMINIU

De curînd, la Iakutsk, a intrat în funcţiune o fabrică care este construită aproape în întregime din aluminiu. S-a constatat că prefabricatele confecţionate din aluminiu sînt de două ori mai uşoare decît cele clasice.

Transportul semifabricatelor de aluminiu pe terenurile aflate înafara căilor ferate şi a şoselelor se face mult mai uşor, mai simplu, iar cheltuielile sînt mai reduse.

MOTOR DIESEL AUTOMATIZAT

Proiectanţii de la uzina de motoare Diesel din Penza, în colaborare cu cercetătorii de la Institutul de cercetări ştiinţifice ,,Academician A. N. Krîlov'', au construit un motor Diesel automatizat a cărui oprire şi pornire se fac de la distanţă.

Noul agregat este prevăzut cu un dispozitiv care să împiedice ridicarea şi scăderea presiunii apei în instalaţia de răcire şi care să preîntîmpine încălzirea motorului.

Experienţele cu noile motoare Diesel automate au dat rezultate satisfăcătoare.

Noile motoare Diesel vor fi utilizate la navele marine şi la centralele electrice. Folosirea automaticii va permite reducerea personalului de deservire, uşurînd în acelaşi timp condiţiile de muncă.

O NOUĂ MAŞINĂ PENTRU SĂPAT

Un grup de specialişti din Moscova au proiectat un excavator universal Diesel-electric care poate să sape un şanţ cu o lăţime de 2,5 m şi o adîncime de 2,3 m cu o viteză de 160 m pe oră.

Maşina a şi fost experimentată. Ea are o productivitate pînă la 1 200 m teren pe oră şi este destinată săpării de şanţuri în roci şi terenuri îngheţate. Rotorul tăietor al excavatorului este prevăzut cu un motor cu o putere de 75 kW. Energia pentru funcţionarea mecanismului este produsă de o instalaţie Diesel plasată în partea frontală a maşinii.

Rotorul tăietor are o astfel de configuraţie încît cuţitele se ascut de la sine în timpul funcţionării maşinii.

Acest excavator va fi trimis pe şantierul de construcţii al conductei magistrale de gaze din Uzbekistan.

MACARA PENTRU CONSTRUCŢII DIRIJATĂ PRIN RADIO

În U.R.S.S. s-a construit un nou tip de macara pentru construcţii MSK, care poate fi dirijată prin radio.

Complexul de aparate de comandă funcţionează de cîteva luni. Operatorul, care nu mai este în cabina platformei de lucru, nu mai are nevoie de ajutoare. El dirijează şi coordonează de la distanţă cu o mare precizie toate mecanismele macaralei.

EXPERIENŢE CU PRIVIRE LA CREŞTEREA RAPIDĂ A VITEZEI DE AŞCHIERE A METALELOR

În prezent, la Institutul de cercetări fizice şi tehnologice din Siberia al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. se efectuează cercetări intense şi rodnice cu privire la creşterea vitezei de aşchiere a metalelor. Pentru desfăşurarea acestor experienţe a fost construită o instalaţie specială care bombardează suprafaţa metalului respectiv cu elemente mici de aluminiu şi duraluminiu. În prezent se analizează forţele care apar în astfel de cazuri, gradul durităţii elementelor, grosimea suprafeţei care a fost prelucrată, schimbările care se produc pe suprafaţa piesei aşchiate, cristalizarea straturilor de material şi temperatura acestora. Ţinînd seama de experienţele făcute, se poate aprecia că noul procedeu va face să crească în mod considerabil viteza de aşchiere a metalelor.

MAŞINĂ PENTRU VERIFICAREA OBOSELII MATERIALELOR

La Institutul central de cercetări ştiinţifice pentru tehnologie şi construcţii de maşini din U.R.S.S. a fost realizată o maşină unicat UP-300 pentru încercarea materialelor la oboseală prin încovoiere.

La construcţia maşinii s-a folosit efectul creşterii dinamice a oscilaţiilor provocate de un vibrator.

Noua maşină permite să se experimenteze oboseala la încovoieri alternative într-un singur plan la piese mari de oţel sau fontă şi la plăci cu o grosime de peste 330 mm.

Datele obţinute vor permite proiectanţilor să determine mai precis rezistenţa admisibilă şi limita de rezistenţă a principalelor piese şi subansambluri.

APLICAREA ELECTRONICII ÎN CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

Specialiştii din Leningrad au realizat maşini-unelte de mare precizie cu comandă-program electronică.

La uzina ,,Sverdlov'' din Leningrad, se termină montarea unei astfel de maşini-unelte, pentru prelucrarea de piese de o tonă şi jumătate cu o precizie de pînă la 2 μ.

Noua maşină-unealtă de găurit în coordonate este prevăzută cu un dispozitiv de programare electronic cu reglaj automat. Pe baza unui program stabilit, noua maşină-unealtă va putea face simultan 150 de orificii la piese mari de locomotive electrice, turbine şi motoare Diesel.

RECTIFICARE PRIN METODA ULTRASONICĂ

Spre deosebire de metodele obişnuite de rectificare a fost elaborat un nou procedeu de rectificare a metalelor, aplicabil la maşini de tip obişnuit. Astfel piatra de polizor, utilizată în cazul noii metode, este redusă de zece ori față de mecanismul de rectificare folosit în mod curent. În noul sistem se folosește un traductor sau o sursă de oscilații ultrasonice puternice. Traductorul este dispus la o distanță de cîteva miimi de țol față de suprafața activă a pietrei de polizor în rotație. Lichidul de răcire se alimentează prin acest traductor în jocul între el și polizor, astfel că particulele de metal nu se acumulează pe această suprafață. În consecință, granulele de material abraziv au o capacitate de rectificare mai mare și mai îndelungată.

Sistemul, care poartă denumirea de Ever-Graind, permite să se prelungească perioadele de funcționare între ascuțiri, accelerează procesul, reduce temperatura și îmbunătățește calitatea rectificării. Durata unor operații se reduce aproape la jumătate. De asemenea, noua metodă permite o rectificare mai ușoară a metalelor care se prelucrează greu prin procedeele obișnuite.

În sistem se folosește ultrasunetul la o frecvență de 20 000 Hz.

MAȘINI-UNELTE CU MAI MULTE AXE CARE LUCREAZĂ DUPĂ PROGRAM

Grilele pentru instalațiile frigotehnice prezintă pînă la 1 500 de orificii. În trecut, ele erau prelucrate la mașinile-unelte de găurit radiale. Un muncitor putea lucra într-o lună doar ceva mai mult de trei grile. Uzina ,,SKB-1" din Moscova a construit trei mașini-unelte cu mai multe axe pentru găurit, model ,,IS-260", ,,IS-266" și ,,IS-270", care lucrează după program.

În ciclu automat fiecare din aceste mașini-unelte prelucrează într-un schimb două grile și jumătate.

Cheltuielile pentru construcția mașinilor-unelte se recuperează în decursul unei luni și jumătate.

ȘASIUL AUTOPROPULSAT ,,TAGANROJEȚ-Ș. S.-75"

Uzina de combine din Taganrog a construit un șasiu autopropulsat care este prevăzut cu un motor de 75 CP. Noua mașină, denumită ,,Taganrojeț", are 12 transmisii și dezvoltă o viteză între 1,5—35 km/h. Pe cadrul șasiului se montează o carcasă cu o capacitate de încărcare de patru tone, precum și diferite mașini agricole și unelte începînd cu plugul și terminînd cu combinele de cereale și combinele de recoltat porumb.

Noul șasiu poate fi folosit atît vara, cît și iarna, fără a avea timpi morți.

PETROLIERUL TRANSOCEANIC ,,BUCUREȘTI"

La Leningrad la șantierul naval Baltica au loc lucrările de finisare a vasului petrolier transoceanic ,,București". Acest vas petrolier este în întregime automatizat, are un deplasament de 40 000 t și poate să străbată fără escală peste 10 000 km. Petrolierul are peste 100 de cabine, un club, o sală de cinematograf și o sală de concerte.

VENTILATOR AUTOMAT

Recent, o fabrică engleză a construit un ventilator automat pentru răcirea motoarelor de automobile. Termostatele din radiator pun în funcțiune ventilatorul numai atunci cînd temperatura apei depășește o valoare stabilită anterior. În felul acesta, se poate economisi o cantitate însemnată de energie. Noul tip de ventilator poate fi instalat pe orice vehicul auto.

NOI CAPACITĂȚI DE PRODUCȚIE ÎN R. P. BULGARIA

Noua întreprindere metalurgică ,,Stoian Bîcivarov" pînă nu de mult se compunea din mici ateliere. Astăzi lucrează aici peste 850 muncitori și se produc instrumente industriale și sanitare atît pentru nevoile interne, cît și pentru export.

În prezent întreprinderea se lărgește. Se înalță un nou coș înalt de 76 m. Pe o suprafață de 3 600 m² se construiește din panouri prefabricate o nouă turnătorie modernă care va fi dotată cu instalații și mașini moderne. Toate cuptoarele cu flacără existente în prezent vor fi înlocuite cu cuptoare electrice care vor produce anual metalul necesar pentru mai mult de 2 500 t de piese turnate. Se construiește o nouă hală a cazanelor și un nou bloc de locuințe.

CENTRALĂ ELECTRICĂ EXPERIMENTALĂ

La Tuszimice, raionul Homutov din Cehia de vest, se construiește o centrală electrică unică în felul ei.

Funcționarea utilajelor moderne ale centralei electrice va fi automatizată, iar experiența funcționării utilajului va sta la baza elaborării unui plan de perspectivă de dezvoltare a automatizării industriei energetice cehoslovace. Coșul centralei electrice, care va avea înălțimea de 196 m, va fi cel mai înalt din Europa.

APARAT NOU DE MĂSURARE A PIERDERILOR DE CĂLDURĂ

Un grup de tehnicieni din Pilzen au realizat un aparat pentru măsurarea pierderilor de căldură și a conductibilității termice la izolații. Cu ajutorul lui se poate stabili starea izolațiilor la instalația de distribuire a căldurii și prin urmare se pot stabili și pierderile de energie termică fără ca întreprinderea să-și întrerupă activitatea.

APARAT AUTOMAT PENTRU AJUSTAREA INELELOR DE RULMENȚI

La fabrica de rulmenți cu bile din Zella-Mehlis, regiunea Suhl, s-a construit un aparat automat pentru ajustarea inelelor pentru rulmenții cu bile. Acest aparat automat poate fi folosit atît pentru ajustarea inelelor interioare, cît și a inelelor exterioare. Cu ajutorul lui, productivitatea muncii va spori cel puțin cu sută la sută. El a fost construit în timp record de 15 luni, din elemente tipizate.

PRIMA PRESĂ AUTOMATĂ FABRICATĂ ÎN R. D. GERMANĂ

În marea hală de montaj a întreprinderii ,,Pressen und Scherenbau" din Erfurt a fost terminată și urmează să fie supusă încercărilor prima presă automată cu trepte fabricată în R.D.G. Ea are forța maximă de 400 t și va fi instalată la combinatul metalurgic din Thale.

Presa are șapte trepte de ambutisare și un dispozitiv de decupare. Alimentarea cu material și transportul pieselor de la o treaptă la alta sînt în întregime automatizate. Presa este concepută în așa fel încît să nu mai fie necesar importul pieselor de schimb din străinătate, ca de pildă al ventilelor de siguranță pentru prese, care se importau din R.F.G.

ALIAJ DE CUPRU CU ZIRCONIU

În Franța a fost pus la punct un procedeu de elaborare a aliajului de cupru cu zirconiu. Conținutul de zirconiu al acestui aliaj variază între 0,10 la sută și 0,15 la sută. Dat fiind faptul că zirconiul se oxidează foarte ușor, aliajul se elaborează fie sub vid, fie în atmosferă de gaze neutre. Tratamentul termic al aliajului se efectuează numai sub vid.

Aliajul are proprietăți mecanice sporite în intervalul de temperaturi de la 300° pînă la 400°C.

Proprietățile fizice ale aliajului: greutatea specifică — 8,89; coeficientul de dilatare liniară — 0,0000.7°C; modulul de elasticitate — 13 000 kg/mm². Celelalte proprietăți fizice sînt similare cu cele ale cuprului.

Din punct de vedere al prelucrărilor mecanice, aliajul de cupru cu zirconiu este foarte apropiat de cuprul electrolitic pur sau de cuprul cu adaus de argint. Aliajul poate fi supus prelucrării la rece, poate fi matrițat, forjat, în special sub formă călită. După prelucrări mecanice, piesele din acest aliaj sînt supuse unui tratament termic timp de o oră la o temperatură de 400°C, datorită cărui fapt se îmbunătățește electroconductivitatea și proprietățile mecanice. Lipirea se efectuează în aceleași condiții ca și la cupru. Proprietățile anticorozive ale aliajului sînt simiare cu cele ale cuprului.

ELECTRIFICAREA R. P. MONGOLE ÎN CADRUL CELUI DE-AL TREILEA PLAN CINCINAL

În noul plan cincinal al R.P. Mongole se vor cheltui pentru electrificare 190 de milioane tugrici din totalul sumei de 1,4 miliarde tugrici, alocați pentru dezvoltarea industriei.

De asemenea, se va mări puterea centralelor electrice din Ulan Bator și Tolgoitin, iar în regiunea Darhana va fi construită o termocentrală electrică. În raioanele rurale ale țării vor fi construite zece centrale electrice cu o putere între 750—3 000 kW. De asemenea, în gospodăriile de stat și uniunile agricole vor fi date în exploatare peste 2 000 centrale electrice care vor funcționa pe bază de motoare Diesel.

În urma acestor măsuri, în anul 1965, în R.P. Mongolă se va produce de 3,6 ori mai multă energie electrică decît în anul 1960 și producția pe locuitor va fi de peste 400 kWh energie electrică.

NOI MAȘINI PENTRU INDUSTRIA POLONEZĂ

Industria poloneză de mașini a ridicat calitatea producției și reușește să fabrice diferite ansambluri complete de mașini cu noi calități tehnice.

Astfel se relevă mașina circulară de filat cîlți PG—21 ca și mașina pentru bumbac CZ—62 C al căror randament, prin noile modificări aduse mecanismului de cardaj, a crescut simțitor.

De asemenea întreprinderile de instalații chimice din Gliwice au produs și ele cîteva noi tipuri de gofreze. Astfel este gofreza elicoidală W—60—GC pentru fabricarea de conducte, tuburi etc. ca și gofrezele W—32—GU și W—45—GC, toate caracterizate printr-o înaltă tehnicitate.

De asemenea, la întreprinderile din Gliwice s-a construit pentru prima dată în R.P. Polonă o linie automată de sudură.

Noua linie automată poate suda zilnic pereții laterali pentru circa 40 de vagoane și realizează o economie de peste 1,5 milioane zloți anual.

MAȘINĂ PENTRU TURNAT SUB PRESIUNE

Firma americană „Williams White and Company" a realizat o mașină pentru turnat sub presiune piese mari din polietilenă. Mașina are un ejector cu un diametru de 8,5'' cu un debit de 800 kg pe oră, alimentat din două rezervoare cu diametrul de 12''. Fiecare rezervor are o capacitate de 22 kg la densitatea materialului de 0,95. Prin presiunea exercitată în rezervoare, materialul este împins într-o formă compusă din două jumătăți, cu debitul de 3,50 kg pe secundă.

Zona de lucru este compusă din cele două jumătăți de formă. Una dintre ele este fixă, iar cealaltă mobilă. Cele două jumătăți sînt montate pe două plăci verticale de 50 × 50''. Cursa maximă a plăcii mobile este de 30''. Efortul maxim este de 80 de tone. Semiforma mobilă se deplasează prin intermediul unui cărucior acționat de un servomotor hidraulic simultan cu deplasarea semiformei mobile prin intermediul unei cremaliere; se deplasează și ejectorul de turnare care rămîne în permanență în contact cu mijlocul matriței.

MAȘINĂ DE GĂURIT CU COMANDĂ-PROGRAM

Firma „Walter Hill Incorporated" (Detroit, Michigan) a realizat o mașină de găurit cu comandă program pentru dat găuri în profilele de construcție U și T. Mașina este prevăzută cu un transportor cu role pentru deplasarea pieselor la locul de prelucrare și un dispozitiv cu angrenaj elicoidal pentru coordonarea capetelor de găurit la datul găurilor în tălpile și în pereții profilelor. Trecerea profilului și capului de găurit într-o nouă poziție se face simultan. Înainte de începerea prelucrării, piesa și capul de găurit se fixează.

Mașina-unealtă, comandată de o bandă perforată, este reglată mecanic sau manual. Cel de-al doilea procedeu este folosit pentru a indica coordonate care nu sînt menționate în program. Dimensiunile maxime ale profilelor prelucrate de mașina-unealtă sînt 4/4/80'', rugozitatea suprafeței găurilor atinge 0,0005'', diametrul maxim al orificiilor 1,5''.

PROCEDEU NOU DE SELECȚIONARE A MATERIALELOR

În Ungaria a fost elaborată o nouă metodă pentru selecționarea materialelor celor mai potrivite pentru construirea propulsoarelor și a pompelor turbinelor cu abur și cu apă folosite pentru diferite ramuri ale industriei și agriculturii.

După cercetări repetate s-a constatat că prin scăderea bruscă a presiunii, în apa care clocotește se produc bule de aer cu o temperatură de cîteva mii de grade Celsius. Cînd presiunea crește apoi din nou în mod brusc, apa va strivi bășicuțele și va lovi puternic suprafața metalului din acea zonă. Fiecare lovitură înlătură cîteva molecule din materialul respectiv și golurile minuscule astfel formate, precum și crăpăturile dintre ele se măresc sub acțiunea căldurii. Cînd presiunea este din nou scăzută, gazul care a pătruns în cavități explodează și sfărîmă noi particule.

S-a constatat, de asemenea, în timpul experiențelor electromicroscopice, că distrugerile provocate în acest fel sînt foarte asemănătoare cu efectul prelucrării mecanice și, în consecință, gradul de rezistență al unui material poate fi determinat și prin prelucrarea mecanică mai rapidă. Aceasta dă posibilitatea selecționării celor mai potrivite materiale și prelungirii vieții materialelor care se uzează mai repede.

I. P. 2, c. 5638

MŰSZAKI 1883

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Думитру Стэнеску: **Достижения черной металлургии в СССР и ее перспективное развитие.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 1–3

Лауренциу Софрони, Константин Косняну и *Елизабета Николою*: **К изучению улучшения качества серых чугунов посредством барботации природного газа в жидкий чугун.**

При барботации природного газа в жидкий серый чугун изменяется форма пластинчатого графита и улучшается его распределение, уменьшается содержание газов и неметаллических включений, уменьшается свободная линейная усадка и объем усадочных раковин; прочность на разрыв увеличивается, твердость уменьшается

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 4–13

Адриан Думитреску, Михай Элефтереску и Стефан Ковач: **К определению расхода энергии в черной металлургии.**

Технологические процессы черной металлургии имеют интенсивный энергетический характер. Следовательно, при выборе технологических агрегатов, определяющим является имеющаяся энергетическая база. Исходя из конечной продукции прокатных изделий, авторы обосновывают метод, позволяющий установить возможные пути развития черной металлургии, с учетом энергетических условий.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 14–25

Юлиу Дженциу и *Петре Думитреску*: **Первая румынская пескострельная машина.**

В статье описывается пескострельная машина емкостью в 2,5 литра, спроектированная и построенная впервые в нашей стране. После изложения принципа, лежащего в основе нового процесса изготовления стержней, описываются составные части машины, способ ее работы и выполнение стержней. В заключение, даются технико-экономические характеристики машины и рентабельность ее использования в литейных цехах.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1 стр. 26–30

Ион Францiу, Мартин Лозичиу и *Николай Лаю*: **К вопросу качества кремнистой листовой стали.**

В статье представлены некоторые результаты произведенных документаций и опытов по улучшению качества кремнистой трансформаторной и динамной листовой стали, полученных на металлургических заводах в работающих в настоящее время агрегатах. Потребности электротехнической промышленности будут полностью удовлетворены лишь после пуска нового металлургического комбината в Галаце.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 31–35

Из опыта предприятий и лабораторий

Константин Косняну и *Елизабета Николою*: **Определение водорода в металлических сплавах.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 36–38

Эрвин Шнелл: **Определение алюминия в магнитной стали и магния в графитовом чугуне, с использованием электролиза с ртутным катодом для удаления железа из исследуемых навесок.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 38–42

Машиностроение

Константин Арама: **Механический к.п.д. двигателей внутреннего сгорания.**

Вкратце анализируются условия экспериментального определения механических к.п.д. двигателей внутреннего сгорания, учитывая условия возбуждения двигателей, их специфику и их точность. Вышеизложенное иллюстрируется примерами опытов, проведенных автором на двигателях, изготовленных в РНР.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 43–52

Александру Селештяну: **Научные основы новой техники.**

В статье анализируются различные аспекты научного исследования. Путем систематизации основ и методов исследования облегчается изучение некоторых частных вопросов. Несколько примеров практического приложения показывают некоторые новые результаты. Анализируются: давление на шар, несущая сила профиля, продольный изгиб, прямые и кривые пластины, некоторые аспекты реологии, инварианты характеристик текучести.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 52–57

Мирча Герман: **Теоретические соображения относительно несущей мощности трансбордера с цикличным режимом работы.**

Для трансбордера несущая мощность и мощность моторов привода (т.е. расход электроэнергии и стоимость транспорта) определяются скоростями различных движений. В статье представлены математические зависимости для указанных соотношений, из которых выводится критерий определения скоростей и приводных мощностей.

Metalurgia şi construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 58–60

Для молодого инженера

Валентин Кэлинеску: **О некоторых работах, испытаниях и результатах в связи с внедрением групповой технологии механической обработки на заводе „Семэнэтоаря“**

С целью перехода, в большом масштабе, к применению групповой технологии по методу д-ра Митрофанова на заводе ,,Семэнэтоаря” проводились работы по специализации рабочих, выполняющих сходные детали. Таким образом, организовалась продукция механической мастерской по линиям деталей, имеющих близкие размеры или технологические характеристики. Это привело к повышению производительности труда на 23 %. Позже, перешли к применению предложенной групповой технологии для ряда деталей с хорошими результатами.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* 1962) № 1, стр. 61–67

Из опыта предприятий и лабораторий

Леопольд Сауер: **Рациональная нарезка дяя фитингов**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 68–72

Мирча Кырду: **Экономическая эффективность проектирования паровых турбин на Металлургическом комбинате Решица.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 72–78

ТЕХНИКА ОХРАНЫ ТРУДА

Аурельян Стан, Мирча Грумэзеску и *Ливиу Матей*: **Уменьшение шума при помощи каркасов.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стр. 78–84

Изобретения 84–86

Документация 86–90

Рецензии 90–92

Хроника 92–93

Известия 94–96

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Dumitru Stănescu: **Errungenschaften und Entwicklungsperspektiven der sowjetischen Hüttenwesen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1 S. 1–3

Laurenţiu Sofroni, *Constantin Cosneanu* und *Elisabeta Nicoloiu*: **Beiträge zum Studium der Qualitätsverbesserung des Graugusses durch Einblasen des Erdgases in die Schmelze.**

Durch Einblasen des Erdgases in den Grauguss, wird die Form des Blattgraphits verändert, die Verteilung der Graphitseparation verbessert der Gehalt an Gasen und nichtmetallischen Einschlüssen vermindert, die freie lineare innere Spannung und das Lunkervolumen vermindert, die Zugfestigkeit vergrössert und die Sprödigkeit herabesetzt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1 S. 4–13

Adrian Dumitrescu, *Mihai Elefterescu* und *Ştefan Kovacs*: **Beiträge zur Bestimmung des Energieverbrauchs in der Verhüttungsindustrie.**

Die technologische Verhüttungsprozesse weisen einen intensiv-energetischen Charakter auf. Folglich ist bei der Auswahl der einzuführenden Aggregate die zur Verfügung stehende Energiebasis massgebend. Von der Endproduktion an Walzgut ausgehend, stellt der Verfasser ein Verfahren auf, das die Festlegung der möglichen Entwicklungslösungen der Verhűttungsindustrie vom Standpunkt der energetischen Bedingungen gestattet.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1 S. 14–25

Iuliu Genţiu und *Petre Dumitrescu*: **Die erste rumänische Einschiess-Kernmaschine.**

Im Aufsatz wird die Einschiess-Kernmaschine für 5,51 beschrieben, die zum ersten Mal in unserem Lande projektiert und gebaut wurde. Nach einer Darlegung der Grundprinzipien des neuen Einschiessverfahrens der Kerne, werden die Bestandteile der Maschine und ihre Betriebsweise wie auch die Herstellung der Kerne beschrieben.

Abschliessend werden die technisch-wirtschaftliche Kenndaten der Maschine und die Rentabilität ihrer Verwendung in den Giessereien, angegeben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1 S. 26–30

Ion Franţiu, *Martin Loziciu* und *Nicolae Laiu*: **Beiträge zur Frage der Qualität der Siliziumbleche.**

Im Artikel werden Ergebnisse eines Dokumentationstudiums und einiger Versuche zur Verbesserung der Qualität der Trafo-und Dynamobleche, dargelegt, die in den Verhüttungswerken mit der gegenwärtig zur Verfügung stehenden Anlagen hergestellt wurden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 31–35

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Constantin Cosneanu und *Elisabeta Nicoloiu*: **Die Bestimmung des Wasserstoffs in Legierungen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 36–38

Ervin Schnell: **Die Bestimmung des Aluminiums im Magnetstahl und des Magnesiums im Kernguss durch die Anwendung der Elektrolyse mit Queecksilber-Kathode für die Entfernung des Eisens aus den geprüften Proben.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 38–42

Maschinenbau

Constantin Aramă: **Die mechanische Leistung der Verbrennungsmotoren.**

Der Aufsatz enthält eine Analyse der experimentellen Bestimmungsbedingungen der mechanischen Leistung der Verbrennungsmotoren, des Wesens der Verfahren und ihre Präzision. Die angeführten Daten werden durch Beispiele von Versuchen veranschaulicht, die der Verfasser an einigen Motoren rumänischer Bauweise vorgenommen hat.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 43–52

Alexandru Seleşteanu: **Die wissenschaftlichen Grundlagen der neuen Technik.**

Im vorliegenden Aufsatz werden verschiedene Aspekte der wissenschaftlichen Forschung behandelt. Durch die Systematisierung der Prinzipien und Forschungsverfahren wird das Studium einiger Einzelfragen erleichtert. Einige praktische Anwendungsbeispiele zeitigten neue Ergebnisse. Folgende Faktoren werden analysiert: Druckbeanspruchung, Auftriebskräfte in Schaufeln, Stabilität, Plattenberechnung, Reologie und Invarianten zur Bestimmung der Fliessgrenze.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 52–57

Mircea Gherman: **Theoretische Betrachtungen über die Tragfähigkeit der Verladebrücken mit zyklischem Betrieb.**

Die Umschlagleistung und die Antriebsleistungen (sowie der Energieverbrauch und die Umschlagkosten) einer Verladebrücke sind durch die einzelne Geschwindigkeiten bestimmt. Îm Aufsatz werden mathematische Funktionen für die obenerwähnten Beziehungen dargelegt und ein Kriterium für die Bestimmung der Geschwindigkeiten und Antriebsleistungen abgeleitet.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 58–60

Für den Jungingenieur

Valentin Călinescu: **Studien, Versuche und Ergebnisse im Zusammenhang mit der Einführung der Gruppentechnologie bei mechanischen Bearbeitung in den „Semănătoarea"-Werken.**

Zwecks breiter Einführung der Gruppenbearbeitung nach Doktor Mitrofanov wurde im „Semănătoarea"-Werk, die Spezialisierung des Personals für die Fertigung von ähnlichen Werkstücken durchgeführt. In dieser Hinsicht wurde die mechanische Werkstatt nach Maschinenlinien für die Bearbeitung von technologisch ähnlichen Werkstücken, organisiert. Dies führte zu einer 23%-igen Steigerung der Arbeitsproduktivität. Nachträglich wurde die vorgeschlagene Gruppentechnologie mit guten Ergebnissen bei einer Anzahl von Teilen eingeführt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 61–67

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Leopold Sauer: **Beiträge zum rationellen Gewindeschneiden der Fittings.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 68–72

Mircea Cirdu: **Die Wirtschaftlichkeit der Projektierung der Dampfturbinen im Metallurgischen Kombinat Reşiţa.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 72–78

Technik des Arbeitschutzes

Aurel Stan, *Mircea Grumăzescu* und *Liviu Matei*: **Die Verringerung des Geräuschpegels mit Hilfe von Kapselungen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 1, S. 78–84

Erfindungen 84–86
Dokumentation 86–90
Buchbesprechungen 90–92
Chronik 92–93
Nachrichten 94–96

CONTENTS

Metallurgy

Dumitru Stănescu : **Some achievements of the Soviet siderurgy and its development prospects.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 1 – 3

Laurenţiu Sofroni, Constantin Cosneanu and *Elisabeta Nicoloiu* : **Improving the quality of gray pig iron by barbotage in liquid pig iron.**

The barbotage of gas in the liquid gray pig iron changes the form of the lamellate graphite, improves the distribution of graphite separation, lowers the gas and non-metallic inclusion content, reduces the free linear contraction and the funnel volume, increases the traction resistance and diminishes the durity.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 4 – 13

Adrian Dumitrescu, Mihai Elefterescu and *Stefan Kovacs* : **A contribution to the determination of power consumptions in the siderurgical industry.**

The siderurgical technological processes are associated with high power requirements. Consequently, the available power basis is considered a decisive factor on choosing the aggregates. Starting from the finished production of rolled goods, the author elaborated a method allowing to establish the possible development solutions of the siderurgical industry, taking into account the power conditions.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 14 – 25

Iuliu Genţiu and *Petre Dumitrescu* : **The first Rumanian-made machine for core forming by shooting.**

This paper presents the 25 l-machine for core forming by shooting designed and built for the first time in our country.

After exposing the principle on which the new technique is based, the authors describe the component parts and the operation of this machine as well as the way of performing the cores. The technical and economic characteristics of the machine are pointed out discussing the profitableness of its use in foundries.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 26 – 30

Ion Franţiu, Martin Loziciu and *Nicolaie Laiu* : **A contribution to the problem of quality in silicious plates.**

This paper presents the results of a documentary study and of experiments meant to improve the quality of trafo and dynamo silicious tables produced by the siderurgical works with the existing equipment. The requirements of the electrotechnical industry will be completely met when the new siderurgical aggregate works will be set in motion in Galaţi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 31 – 35

Labour safety

Constantin Cosneanu and *Elisabeta Nicoloiu* : **Determining the hydrogen in alloys.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 36 – 38

Ervin Schnell : **Determining the aluminium in the magnetic steel and the magnesium in nodular iron by using the electrolysis with mercury cathode to remove the iron from the samples analysed.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 38—42

Machine building

Constantin Aramă : **The mechanical efficiency of the internal combustion engines.**

A brief analysis is made of the conditions connected with the experimental determination of the mechanical efficiency in internal combustion engines taking into account the engine excitation conditions, the peculiarities and accuracy of the methods. Some examples taken from the tests conducted by the author with some engines built in the R. P. R. are included.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 43 – 52

Alexandru Seleşteanu : **The scientific bases of modern technics.**

Different aspects of the scientific research are analysed in this paper. The systematization of the principles and research methods facilitates the study of particular problems. Some practical applications and new results are given concerning the one-ball pressure, the carrying power in a profile, buckling, plane and curved plates, some rheology aspects, the invariants of the flowing characteristic.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 52—57

Mircea Gherman : **Some theoretical considerations concerning the transport capacity of traversers with cyclical operation regimen.**

In traversers, the transport capacity and the driving power (therefore the power consumption and transport cost) are determined by the speeds of the different movements. Some mathematical functions are being given for the relations mentioned from which, one deduces a criterion for determining the speeds and the driving power.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 58 – 60

For young engineers

Valentin Călinescu : **Some studies, tests and results concerning the use of group technology in mechanical processing at the „Semănătoarea" Works.**

As a preparatory measure to the introduction on larger scale of the group-technology of Dr. Mitrofanov, the „Semănătoarea" Works has specialized its personal on the production of similarly shaped workpieces. The machining workshop has been organized on lines for the fabrication of technologically similar pieces. The achieved productivity was thus 23% greater than before. The effective group technology was subsequently applied with good results to a small number of pieces.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 61—67

Leopold Sauer : **A contribution to the rational threading of fittings.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 68—72

Mircea Cirdu : **The economic effectiveness of the design of steam turbines at the Reşiţa Metallurgical Aggregate Works.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 72 – 78

Labour safety technics

Aurelian Stan, Mircea Grumăzescu and *Liviu Matei* : **Sound level reduction with the help of carcasses.**

The means permitting to obtain a greater efficiency of a sound insulating carcass are : the reduction of surplus sound level intensity inside the carcass, the increasing of carcass wall attenuation and the diminution of the acoustic power radiated by the carcass. Follow the results obtained by the effected measurements.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 78—84

Inventions 84 – 86

Documentation 86 – 90

Reviews 90 – 92

Chronicle 92 – 93

News 94 – 96

SOMMAIRE

Métallurgie

Dumitru Stănescu : **Réalisations et perspectives de la sidérurgie soviétique.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 1–3

Laurenţiu Sofroni, Constantin Cosneanu et *Elisabeta Nicoloiu* : **Contributions à l'étude de l'amélioration qualitative des fontes par barbotage de gaz naturel dans la fonte liquide.**

Grâce au barbotage de gaz naturel dans la fonte grise liquide on change la forme du graphite lamellaire, on améliore la répartition des séparations de graphite, on réduit la teneur en gaz et inclusions non-métalliques, on baisse la contraction linéaire libre et le volume de retassure, on augmente la résistance à la traction tandis que la dureté baisse.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 4–13

Adrian Dumitrescu, Mihai Elefterescu et *Stefan Kovacs* : **Contributions à la détermination des consommations énergétiques dans l'industrie sidérurgique.**

Les processus technologiques sidérurgiques supposent une consommation intense d'énergie. C'est pourquoi le facteur décisif dans le choix des agrégats technologiques est la base énergétique disponible. Partant de la fabrication des produits laminés finis, l'auteur fonde une méthode qui permet d'établir les solutions possibles du développement de l'industrie sidérurgique en tenant compte des conditions énergétiques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 14–25

Iuliu Genţiu et *Petre Dumitrescu* : **La première machine roumaine à souffler les noyaux.**

Dans l'article on presente la machine à souffler les noyaux, de 2,5 1, projetée et construite pour la première fois dans notre pays. Après une présentation du principe qui est à la base du nouveau procédé, on décrit les parties constitutives de la machine, de même que le mode de fonctionnement et d'exécution des noyaux. Finalement, on donne les caractéristiques techniques et économiques de la machine et la rentabilité de son utilisation dans les fonderies.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 26–30

Ion Franţiu, Martin Loziciu et *Nicolaie Laiu* : **Contributions au probleme de la qualité des tôles silicieuses.**

L'article fait connaitre certains resultats d'une étude documentaire et d'une série d'expérimentations effectuées en vue d'améliorer la qualité des tôles siliceuses pour transformateurs et dynamos, produites dans les usines sidérurgiques au moyen des installations existantes.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 31–35

De l'expérience des entreprises et des laboratoires

Constantin Cosneanu et *Elisabeta Nicoloiu* : **Détermination de l'hydrogène des alliages.|**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 36–38

Ervin Schnell : **La détermination de l'aluminium dans l'acier magnétique et du magnésium dans la fonte nodulaire, au moyen de l'électrolyse à cathode de mercure pour éliminer, le fer des échantillons analysés.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 38–42

Constructions de machines

Constantin Aramă : **Le rendement mécanique des moteurs à combustion interne.**

On présente une analyse succinte des conditions requises pour la détermination expérimentale des rendements mécaniques des moteurs à combustion interne, compte tenu des conditions d'excitation des moteurs, du spécifique des méthodes et de la précision de celles-ci. On illustre les problèmes discutés par des exemples choisis parmi les essais effectués par l'auteur sur quelques moteurs construits dans la République Populaire Roumaine.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 43–52

Alexandru Seleşteanu : **Les fondements scientifiques de la technique nouvelle.**

Dans cet article on analyse divers aspects de la recherche scientifique. Par la systématisation des principes et méthodes de recherche on facilite l'étude de certains problemes particuliers. Quelques exemples d'applications pratiques font voir une série de résultats nouveaux. On analyse ainsi : la pression sur une bille, la force portante dans un profil, le flambage, les plaques planes et courbes, quelques problèmes de réologie, les invariants de la caractéristique d'écoulement.

Metalurgia şi construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 52–57

Mircea Gherman : **Considèrations théoriques concernant la capacité de transport des ponts transbordeurs à régime de fonctionnement cyclique.**

Dans le cas d'un pont transbordeur la capacité de transport et les puissances des moteurs d'entraînement (partant la consommation d'énergie et les frais de transport) sont déterminées par les vitesses des divers mouvements. Dans cet article on présente des fonctions mathématiques pour les relations mentionées ci-dessus dont il résulte un critérium pour la détermination des vitesses et des puissances d'entraînement.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 58–60

Pour le jeune ingénieur

Valentin Călinescu : **Autour de quelques études, essais et résultats ayant trait à l'introduction de la technologie de groupe aux travaux mécaniques à l'usine „Semănătoarea''.**

En vue de l'adoption sur une grande échelle de la technologie de groupe selon la méthode du Dr. Mitrofanov, à l'usine „Semănătoarea'' on a pris des mesures pour spécialiser le personnel qui exécute de pièces ressemblantes. A cet effet on a organisé la production de l'atelier mécanique par lignes de pièces à dimensions et caractéristiques technologiques rapprochées, ce qui a mené à une augmentation de 23% de la productivité du travail. On est passé ensuite à l'application de la technologie de groupe proposée pour une série de repères, en obtenant de bons résultats.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 61–67

Leopold Sauer : **Contributions au filetage rationnel des fittings**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 68–72

Mircea Cîrdu : **L'efficacité économique de la projection des turbines à vapeur au combinat métallurgique „Reşiţa''.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 72–78

Technique de la sécurité du travail

Aurelian Stan, Mircea Grumăzescu et *Liviu Matei* : **Réduction du niveau du bruit à l'aide des carcasses.**

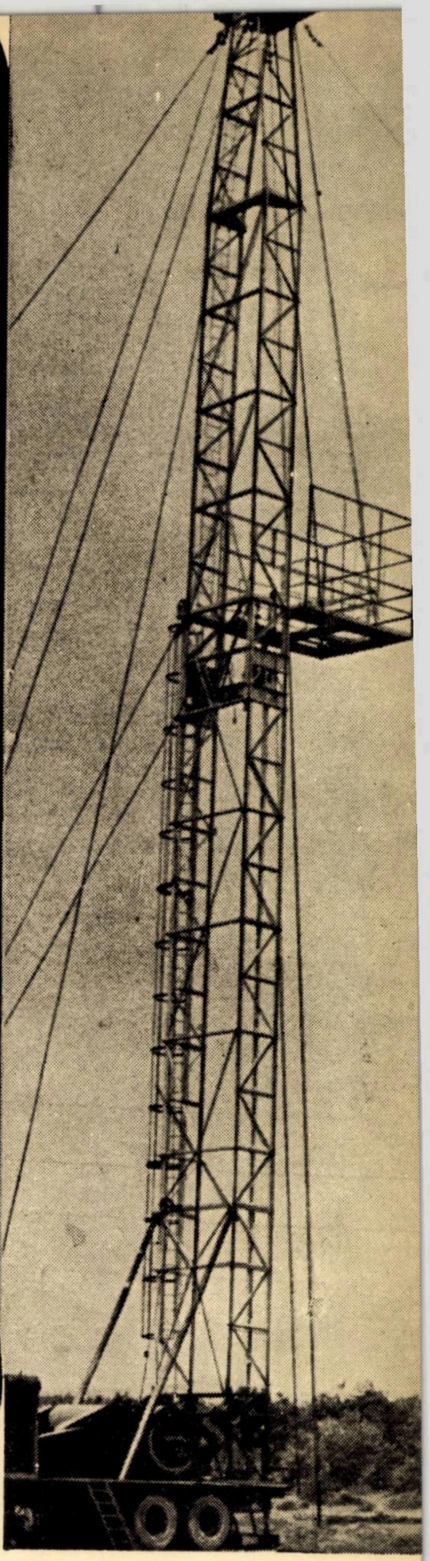
L'article examine les moyens permettant d'obtenir une plus grande efficacité en ce qui concerne une carcasse phonoisolatrice, à savoir : la réduction du surplus du niveau de l'intensité acoustique à l'intérieur de la carcasse, l'augmetation de la capacité d'atténuation des parois de la carcasse et la réduction du pouvoir acoustique irradié par celle-ci. On indique les résultats obtenus grâce aux mesures appliquées.

Metalurgia şi construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 78–84

Inventions 84–86
Documentations 86–90
Comptes—Rendus 90–92
Chronique 92–93
Informations 94–96

MŰSZAKI KÖNYV
1883

T·50



UZINA „GH. GHEORGHIU-DEJ" — TÎRGOVIȘTE

execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

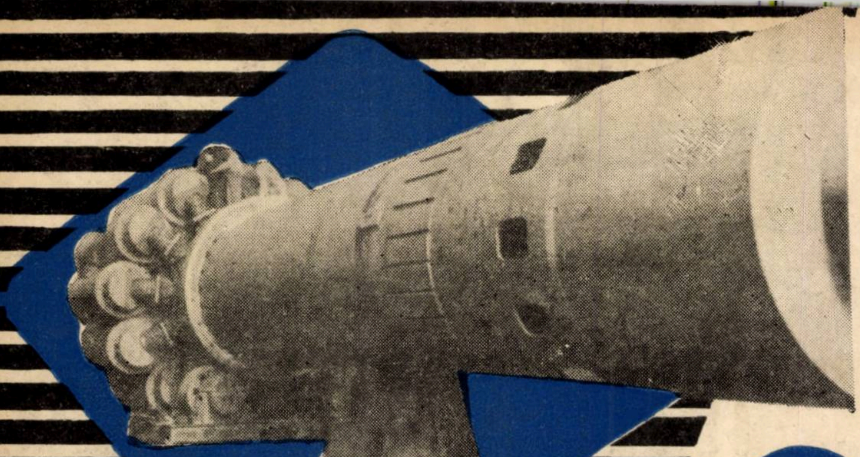
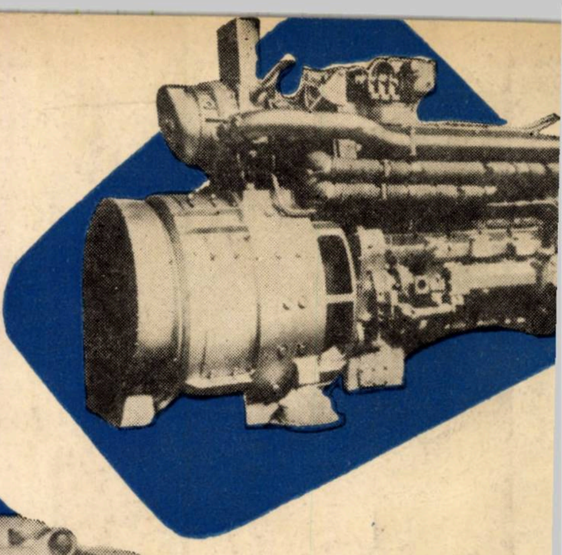
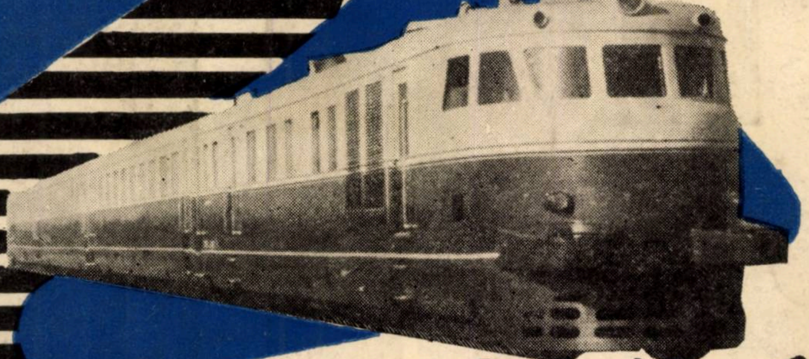
Se folosește la foraj cu prăjini de $4^{1}/_{2}''$ pîna la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC—650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50,** telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175—$17^{1}/_{2}''$.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN — 340 ($7^{1}/_{4}''$ x 12″). Grupul energetic, turla și troliul formează o unitate transportabilă montată pe o remorcă care este tractată de mașina TATRA 141.

Uzinele

23 AUGUST

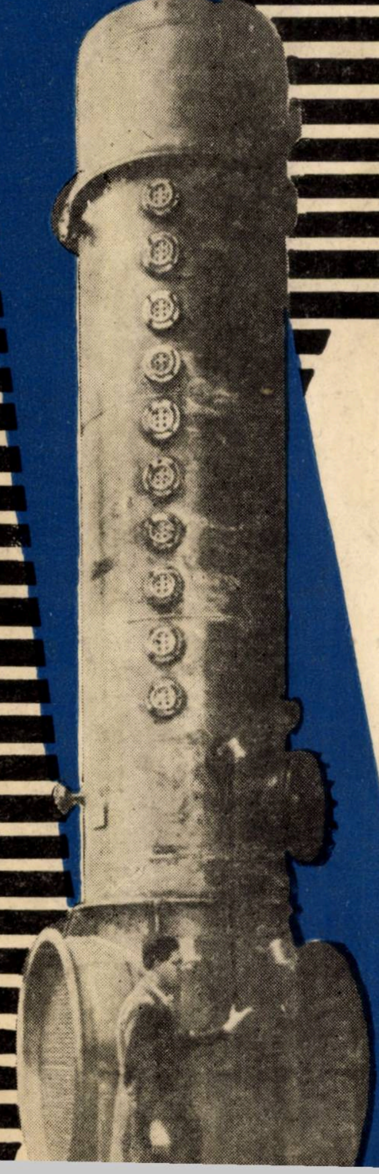
București

EXECUTĂ

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.



E 1431

R

REFERÁLVA

KAT.

metalurgia şi construcţia de maşini

2

DIN CUPRINS:

NICOLAE KRAFT: Stadiul producţiei de oţel în U.R.S.S. şi perspectivele de dezvoltare.

PETRE PETRESCU şi CONSTANTIN ROŞCA: Progresul tehnic în proiectarea furnalelor.

ALEXANDRU DOMŞA, LIVIU BOTHA şi ATILA PALFALVI: Contribuţii la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă.

CONSTANTIN WANYOREK: Studiul posibilităţilor de ameliorare a proprietăţilor mecanice ale fontelor cenuşii normale prin tratamentul termic de îmbunătăţire.

GAMALIEL MIHEŢ: Ambutisarea fundurilor cu pereţi subţiri la presele hidraulice de forjare.

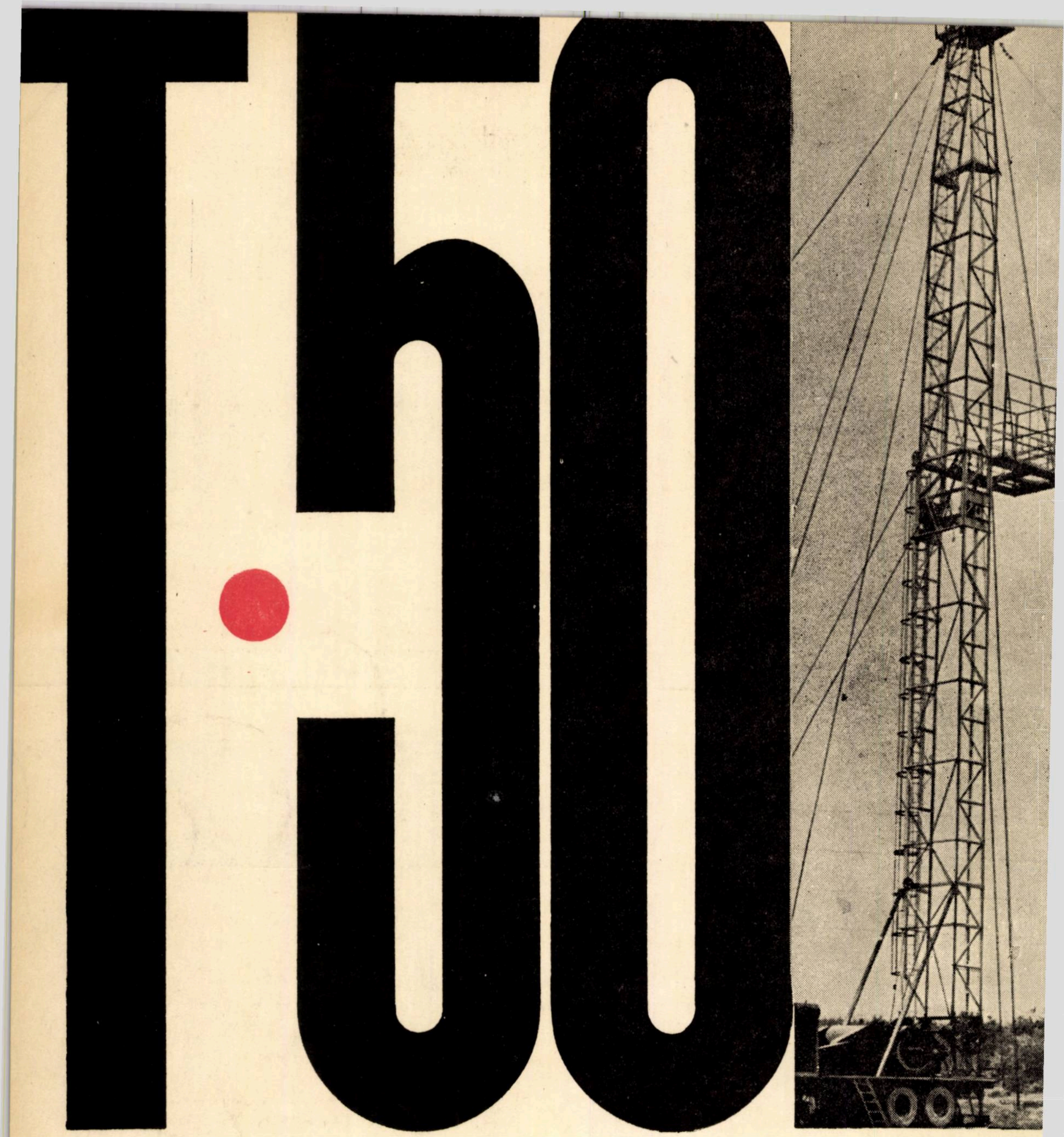
ION NAN: Aspecte noi la instalaţiile de răcire pentru tracţiunea Diesel feroviară.

ALEXANDRU NICA: Metodă pentru stabilirea proprietăţilor funcţionale ale materialelor de lagăre şi aplicarea ei în cazul unor aliaje zinc-aluminiu de înlocuire.

ION LĂZĂRESCU: Stabilirea mărimii toleranţei de execuţie a sculelor şi plasarea cîmpului de toleranţe al acestora în funcţie de mărimea şi cîmpul de toleranţe al piesei.

CONSTANTIN D. MIHĂESCU: Dispozitiv pentru închiderea automată a conductelor de alimentare a depozitelor de lichide.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini ★ Bucureşti ★ Anul XIV ★ Nr. 2 ★ februarie 1962



UZINA „GH. GHEORGHIU-DEJ" — TÎRGOVIȘTE
execută

INSTALAŢIA DE FORAJ T-50

Se folosește la foraj cu prăjini de $4\frac{1}{2}''$ pîna la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC—650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50,** telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cirlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175—$17\frac{1}{2}''$.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 ($7\frac{1}{4}'' \times 12''$). Grupul energetic, turla și

MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI AL
ASOCIAȚIEI ȘTIINȚIFICE A INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR
ANUL XIV, FEBRUARIE, 1962, nr. 2

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669.18.013.5 (S)

Nicolaie Kraft: **Stadiul producției de oțel în U.R.S.S. și perspectivele de dezvoltare.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 97—100

CZ 669.162.2.001.6

Petre Petrescu și *Constantin Roșca*: **Progresul tehnic în proiectarea furnalelor.**

În articol se arată principalele soluții tehnice care stau la baza proiectării noilor furnale din țara noastră. Proiectele prevăd folosirea unei presiuni ridicate a gazelor la gîtul furnalului, a unei temperaturi ridicate a vîntului și a unui debit ridicat de gaz natural. Se prevede un grad înalt de mecanizare a operațiilor.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 100—104

CZ 621.318.2 – 492.2 :620.179.141 : 631.9

Alexandru Domșa, Liviu Botha și *Atila Pálfalvi*: **Contribuții la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă.**

Autorii analizează amănunțit procedeele principale de obținere a pulberilor magnetice, precum și caracteristicile optime pe care trebuie să le posede pulberile utilizabile în tehnica agricolă. Se recomandă procedeul tehnologic pus la punct de autori. Procedeul realizat prezintă caracteristici fizico-mecanice optime și un preț de cost scăzut.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 104—110

CZ 669.131.621 : 621.785

Constantin Wanyorek: **Studiul posibilităților de ameliorare a proprietăților mecanice ale fontelor cenușii normale prin tratamentul termic de îmbunătățire.**

Se prezintă un studiu experimental privind îmbunătățirea proprietăților fizico-mecanice ale fontelor cenușii, hipoeutectice și eutectice prin tratamente termice de călire și revenire. Se arată influența temperaturii și duratei de menținere la călire și revenire asupra structurii și proprietăților fizico-mecanice.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 110—119

CZ 621.983.3 : 621.975

Gamaliel Miheț: **Ambutisarea fundurilor cu pereți subțiri la presele hidraulice de forjare.**

În lucrare se descriu metoda și utilajul folosite pentru obținerea ambutisării fundurilor subțiri, necesare pentru industria chimică. Ambutisarea se execută la presă hidraulică de forjare, în matrițe deschise prevăzute cu un dispozitiv de presare rigid. Metoda descrisă poate fi folosită în cazul unei producții individuale și de serie mică.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 119—122

CZ 621.741 : 338.062.4 – 43 : 338.062.225

Codrat Vincenz: **Contribuții la problema economiei de metal în turnătorii.**

Se prezintă indicii și parametrii principali, precum și relațiile dintre aceștia care caracterizează circulația metalului în turnătorii. Autorii realizează acești indici în scopul realizării de economii de metal și al micșorării prețurilor de cost ale pieselor turnate. Se indică influența diferiților factori (tehnologia de elaborare, turnare, curățare etc.) asupra indicilor principali.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 2 pag. 122—129

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor 129—137

Construcţia de maşini

CZ 625.282 – 843.6 : 621.436 – 7

Ion Nan : **Aspecte noi la instalaţiile de răcire pentru tracţiunea Diesel feroviară.**

În articol sînt arătate condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească instalaţiile de răcire moderne. Sînt descrise diferite sisteme de antrenare a ventilatoarelor şi de reglare a temperaturii de ieşire a apei din motor pentru reducerea puterii consumate de către ventilatoare şi asigurarea unei temperaturi aproximativ constante a apei, independent de încărcarea motorului şi de temperatura mediului ambiant. Se arată, de asemenea, anumite aspecte constructive, precum şi sistemul de protecţie pentru mărirea siguranţei în exploatare.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 137—149

CZ 669.018.24 : 621.893

Alexandru Nica : **Metodă pentru stabilirea proprietăţilor funcţionale ale materialelor de lagăre şi aplicarea ei în cazul unor aliaje zinc-aluminiu de înlocuire.**

Se prezintă o metodă şi instalaţia experimentală necesară pentru determinarea proprietăţilor funcţionale ale materialelor antifricţiune, în condiţii reale de lucru, pentru o gamă largă de încărcări şi viteze. Se stabilesc astfel presiunea medie în lagăr p_m, produsul dintre p_m şi viteza de lucru, debitul de lubrifiant şi momentul de frecare, pentru diverse temperaturi de funcţionare a lagărului experimental.

Se prezintă, de asemenea, o instalaţie experimentală pentru determinarea uzurii materialelor antifricţiune. Ca un exemplu de aplicare a acestei metode se prezintă proprietăţile funcţionale ale unor aliaje zinc-aluminiu ($ZnAl_{10}Cu_5$, $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ şi $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$) în comparaţie cu ale unor materiale de lagăre consacrate (Bz14T şi Bz6ZnT).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 149—159

CZ 621.753.1 : 621

Ion Lăzărescu : **Stabilirea mărimii toleranţei de execuţie a sculelor şi plasarea cîmpului de toleranţă al acestora în funcţie de mărimea şi cîmpul de toleranţă al piesei.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 159—164

Pentru tînărul inginer

CZ 539.376 : 539.414.012

Petre Sima şi *Nicolaie Moşu* : **Calculul de rezistenţă al pieselor solicitate la răsucire la temperaturi înalte.**

În lucrare se prezintă calculul pieselor solicitate la răsucire în regim de fluaj stabilizat. Calculul este prezentat pentru bare de secţiune inelară şi pentru o bară de secţiune dreptunghiulară îngustă (profile cu pereţi subţiri).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2, pag. 164—170

CZ 621.64 : 665.5

Constantin D. Mihăescu : **Dispozitiv pentru închiderea automată a conductelor de alimentare a depozitelor de lichide.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 170—173

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.91.07.014.4

Gherman Drăghici : **Aparat pentru măsurarea mărimii deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare a cuţitului.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 173—175

Protecţia muncii

CZ 621.923 – 783 :614.8

Nicolaie Dumitriu : **Dispozitive de protecţie la polizoare.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 175—178

Documentare 179—185
Recenzii 186—187
Cronică 188—189
Informaţii 189—190
Plan tematic 190—192

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă**; ing. **D. Bărbulescu**; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu**; prof. ing. **E. Botez**; conf. ing. **D. Briscan**: ing. **O. Bublic**; ing. **V. Călinescu**; ing. **I. Cheşa**; ing. **M. Costescu**; ing. **P. Deac**; ing. **I. Dinu**; ing. **M. Drăgulin**; conf. ing. **Z. Duca**; ing. **T. Florea**; prof. ing. **S. Gîdea**; ing. **I. Hoblea**; conf. ing. **B. Horovitz**; ing. **A. Kafiikievici**; ing. **C. Lazăr**; ing. **R. Manoliu**; ing. **R. Miclea**; ing. **C. Mitrescu**; ing. **N. Murguleț**; **Gh. Nestorescu**; ing. **I. Nisipeanu**; ing. **I. Petrec**; ing. **Gh. Pițulescu**; ing. **I. Pîrvu**; ing. **S. Pop**; ing. **Gh. Rădulescu**; ing. **C. Roşca**; ing. **T. Seceleanu**; ing. **L. Sofroni,** redactor responsabil; ing. **O. Sorian**; ing. **4. Şerban**; ing. **V. Şerbănescu**; ing. **C. Ştefănescu**; ing. **Gh Vasilescu**

Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Asociaţiei Ştiinţifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R — Redacţia şi casieria Bucureşti, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Administraţia: Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Revista este editată de A.S.I.T. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei, la sediile filialelor A.S.I.T. din ţară, precum şi prin responsabilii cu presa din cercurile A.S.I.T. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicaţiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.P.R.P. Filiala 30 Decembrie Bucuresti.

Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori tehnicieni şi ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti c. 228

Metalurgia

ORSZÁGOS·MŰSZAKI·KÖNYVTÁR
1883

CZ 669.18.013.5 (S)

Stadiul producției de oțel în U.R.S.S. și perspectivele de dezvoltare

Ing. NATAN KRAFT
Combinatul siderurgic Galați

Partidul Comunist al Uniunii Sovietice, încă din primii ani după victoria Marii Revoluții Socialiste din Octombrie, a pus un accent deosebit pe dezvoltarea producției de oțel.

Făurirea bazei tehnico-economice a comunismului în U.R.S.S. impune dezvoltarea în viitor, într-un ritm și mai rapid, a industriei grele, care a fost și rămîne sectorul de bază al economiei naționale. În acest sens, producția de oțel va ocupa un loc de frunte. În următorii 10 ani Uniunea Sovietică va ocupa primul loc în producția mondială de oțel.

*

Necesitatea refacerii rapide a rănilor pricinuite de cel de al doilea război mondial a condus la o sporire a producției de oțel cu 49% în 1960, față de anul 1940 (în timpul Marelui Război pentru Apărarea Patriei au fost distruse 119 cuptoare Martin).

Reconstrucția oțelăriilor și construirea de oțelării noi în U.R.S.S. s-a făcut pe baza aplicării pe o scară din ce în ce mai mare a tehnicii moderne.

Producția de oțel a fost concentrată în uzine moderne de mare capacitate. S-au folosit din plin mecanizarea și automatizarea proceselor de producție. Istoria dezvoltării producției de oțel a Uniunii Sovietice, după cel de-al doilea război mondial, se caracterizează prin aceea că agregatele de producere a oțelului, în special cuptoarele Martin, au fost reconstruite la o capacitate aproape dublă față de cea proiectată.

Acest fenomen general a permis o creștere rapidă a producției de oțel, a indicilor extensivi de exploatare a agregatelor de producere a oțelului.

Oțelarii sovietici au dovedit în mod practic că și în agregate de mare capacitate (pînă la 500 t) se pot asimila cu succes procesele tehnologice de producere a oțelurilor de calitate și chiar slab aliate.

În Uniunea Sovietică, mai mult decît în alte țări, creșterea producției de oțel are loc nu numai datorită intrării în funcțiune de secții noi, dar și datorită îmbunătățirilor constructive ale agregatelor existente, perfecționării tehnologiei de elaborare a oțelului și aplicării pe scară largă a măsurilor tehnico-organizatorice în oțelăriile existente.

În anii puterii sovietice capacitatea cuptoarelor Martin s-a mărit de 7 ori (de la 75 t la 500 t) [3].

La sfîrșitul primului cincinal au intrat în funcțiune cuptoare Martin cu o capacitate de 150 t, la sfîrșitul celui de-al doilea cincinal au intrat în funcțiune cuptoare Martin cu o capacitate de 300 t, iar ulterior au intrat în funcțiune cuptoare Martin de 500 t.

În anul 1940 numărul de cuptoare Martin cu o capacitate mai mare de 185 t a fost de 47%, iar în anul 1959 peste 60%.

În anul 1960, circa 40% din producția de oțel a Uniunii Sovietice a fost elaborată în cuptoare cu o capacitate de peste 350 t.

Este stabilit că un mare efect în mărirea producției de oțel îl constituie reconstrucția cuptoarelor Martin. Odată cu reconstrucția cuptorului Martin se mărește suprafața de vatră și se trece la folosirea gazului rece, respectiv a gazului de cocsărie sau gazului natural. Productivitatea cuptoarelor Martin, reconstruite astfel la uzina „Azovstal'', a crescut cu 20%, iar consumul de combustibil a scăzut simțitor. Investițiile capitale la o astfel de reconstrucție sînt cu 20—25% mai mici decît în cazul unor construcții noi de acest gen.

Sînt în curs de proiectare cuptoare Martin cu o capacitate de 900 t.

Capacitatea cuptoarelor electrice cu arc a crescut, de asemenea, în ultimii ani. S-a ajuns la o capacitate a cuptorului electric de 180 t.

Dezvoltarea producției de oțel în ultimul cincinal sovietic a mers într-un ritm și mai rapid decît în cincinalele precedente.

Datorită utilizării mai bune a capacităților existente și aplicării unor măsuri tehnico-organizatorice, s-au produs 10 milioane tone oțel în plus, ceea ce reprezintă jumătate din creșterea realizată în producția de oțel în ultimul cincinal. Indicele de utilizare calendaristic la cuptoarele Martin a crescut cu 15,9%. În anul 1960 s-a realizat un indice mediu de 8,07 t/m^2 în comparație cu 6,96 t/m^2 în anul 1955 (sau 4,24 t/m^2 în anul 1940).

Staționarea cuptoarelor Martin a scăzut de la 12,4% în anul 1955 la 9,5% în anul 1960.

În anul 1960, 27,3% din producția totală de oțel a fost elaborată în agregate care folosesc oxigenul (de 4,3 ori mai mult decît în anul 1955).

Producția de oțel în convertizor, în această perioadă, a crescut de două ori.

Producția de oțel electric în perioada 1955—1960 a crescut cu 70,5%.

În ultimul cincinal s-au folosit intens în producerea oțelului refractarele bazice, precum și gazul natural. În anul 1960, aproape 40% din producția de oțel a fost elaborată în cuptoarele care folosesc oxigenul și gazul natural. Folosind aceste elemente de tehnică nouă, la unele oțelării din Uniunea Sovietică, productivitatea agregatelor a crescut pînă la 30%.

Așa de pildă, la un cuptor Martin de mare capacitate (370 t) de la Combinatul Nijni-Taghil s-a realizat un indice mediu de utilizare în anul 1960 de 11,4 t/m^2 (pe secție indicele mediu realizat a fost mai mic de 11,0 t/m^2).

Oțelarii uzinei Zaporojstal au realizat un indice mediu pe întreaga secție în primele 11 luni ale anului 1960 mai mare de 10 t/m^2 (cuptoare Martin de 200 și 400 t). Astfel de indici înalți, pe întreaga secție pe o perioadă de aproape un an, n-au fost realizați nicăieri în lume.

În anul 1959, în U.R.S.S. la cuptoarele Martin de 500 t, producția medie realizată a fost de 288 000 t, față de 257 000 t realizate la cuptoare de aceeași capacitate în S.U.A. (fără folosirea oxigenului) [3].

În general, productivitatea medie a unui cuptor Martin în U.R.S.S. este cu aproximativ 25% mai mare decît în S.U.A.

Planul septenal deschide perspective uriașe în dezvoltarea producției de oțel în U.R.S.S. Vor intra în funcțiune capacități noi de producție care vor produce 28—36 milioane tone oțel. În anul 1965 numai combinatul siderurgic din Karaganda va produce aproape tot atîta oțel cît produceau toate oțelăriile Rusiei țariste din anul 1913.

În anul 1965, cantitatea de oțel elaborată în agregate cu folosirea oxigenului va fi de 69 milioane tone, față de 13,9 milioane tone în anul 1958.

Rezultatele practice obținute pînă acum dovedesc că cifrele de control prevăzute pentru septenal vor fi cu mult depășite. În Raportul C. C. al P.C.U.S. la cel de-al XXII-lea Congres al Partidului, N. S. Hrușciov arată că la sfîrșitul septenalului producția de oțel va ajunge la 95—97 milioane tone sau mai mult.

În primii doi ani ai septenalului producția de oțel electric a crescut cu 30%, cea a oțelului de convertizor (cu oxigen) de 2,1 ori, cea a oțelului Martin cu 15,8%, iar a oțelului Bessemer cu 11,5%.

Producția de oțel pentru tablă a crescut cu 56%, cea de sîrmă pentru trefilare cu 61,6%, cea pentru țevi cu 63,2%, cea a oțelului de dinam cu 95%, a oțelului de transformator cu 70%, iar a oțelurilor slab aliate a crescut de opt ori.

În primul semestru al anului 1961, indicele mediu de utilizare la cuptoarele Martin, pe întreaga Uniune Sovietică, a fost de 8,34 t/m^2 [4].

În mod substanțial au fost îmbunătățiți indicii tehnico-economici la agregatele de producere a oțelului.

Au fost asimilate și introduse pe scară industrială metode noi în producerea oțelului, care permit obținerea unui metal de calitate superioară (folosirea tehnicii vidului, rafinarea oțelului cu zgură lichidă în oala de turnare, elaborarea oțelului semicalmat, turnarea continuă etc.).

Problemei îmbunătățirii continue a calității oțelului i se acordă o importanță deosebită. Începînd cu 1 ianuarie 1961 au fost introduse noi standarde de stat pentru majoritatea oțelului elaborat. Ele stabilesc cerințe și mai mari în ceea ce privește calitatea oțelului.

Turnarea continuă se introduce pe scară din ce în ce mai largă în U.R.S.S. Aceasta permite obținerea unui oțel omogen ca structură, iar scoaterea este mult mai mare decît în cazul turnării clasice. Se elimină laminoarele degrosisoare, utilajele de turnare, condițiile de muncă sînt mai bune, procesul de producție poate fi automatizat etc.

Actualmente în U.R.S.S. sînt cele mai mari instalații de turnare continuă din lume, care permit turnarea din oala cu capacitate de 90—100 și 140 t.

În perioada 1955—1960 au intrat în funcțiune 10 instalații de turnare continuă.

O atenție deosebită se acordă în U.R.S.S. problemei de îmbunătățire a calității fontei. S-a stabilit că cele mai bune rezultate se obțin la elaborarea oțelului cînd fonta de afinare utilizată conține maximum 0,03—0,04% S și 0,7—0,9% Si.

De asemenea, cuptoarele Martin se vor asigura nu numai cu minereu de calitate ci și cu aglomerat autofondant de calitate superioară și cu pelete cu un conținut de silice de maximum 5–7%.

O importanță deosebită pentru întreaga economie națională a Uniunii Sovietice o constituie alegerea justă și cea mai rațională din punct de vedere economic a mijloacelor de producere a oțelului, în uzinele care se află în construcție și în noile secții de oțelării.

Prin procedeul Martin, actualmente se produce în U.R.S.S. aproximativ 85% din totalul producției de oțel; în anii care urmează acest procedeu, fără îndoială, va mai ocupa încă locul întîi în producția de oțel. Pînă nu de mult procedeul Martin era considerat ca procedeu de bază care poate fi aplicat la noile capacități de producție a oțelului prevăzute în cifrele de control ale planului septenal. În acest sens, s-a prevăzut ca 79% din agregatele noi de producere a oțelului să fie cuptoarele Martin. Această linie de dezvoltare a construirii agregatelor pentru producerea oțelului nu mai corespunde însă intereselor economice ale U.R.S.S., întrucît din punct de vedere economic și tehnic procedeul Martin cedează în favoarea procedeului de producere a oțelului în convertizoare cu oxigen.

În Raportul C. C. al P.C.U.S. prezentat la Congresul al XXII-lea, N. S. Hrușciov arăta că:

,,*Un mare interes economic îl prezintă, de pildă, problema căii pe care se va dezvolta producția oțelului. Experiența a dovedit că producerea oțelului în convertizoare cu folosirea oxigenului este mult mai avantajoasă decît producția cu ajutorul cuptoarelor Martin: la fiecare milion de tone de oțel se realizează o economie de aproximativ șase milioane ruble numai la investițiile capitale și încă peste un milion la exploatare*''.

Ing. A. F. Martînov [5] arată că trecerea la construirea convertizoarelor cu folosirea oxigenului în locul cuptoarelor Martin, prevăzută în anii planului septenal, ar aduce o economie anuală de 600 milioane ruble (vechi) ceea ce ar permite construcția suplimentară a unor secții de convertizoare cu o capacitate anuală de 4 milioane tone oțel [5].

La secția de convertizoare cu oxigen din Krivoi-Rog, care este actualmente cea mai productivă secție din lume, un singur convertizor (de 55 t) produce oțel într-un an cît un cuptor Martin cu o capacitate de 500–600 t. Rebutul și pierderile de oțel în 1960 la Krivoi-Rog au constituit 1,03%, iar în ultimele două luni ale anului 1960 rebutul a scăzut pînă la 0,65%.

Considerînd prețul de cost (în ruble 1961) al fontei egal cu cel al fierului vechi, prețul de cost al unei tone de oțel de convertizor este cu 2 ruble și 65 copeici mai mic (adică cu 5,5% mai ieftin) decît al unei tone de oțel Martin [6].

În U.R.S.S. în ultimii ani au fost efectuate lucrări de cercetare, proiectare și de introducere în producție a procedeului de elaborare a oțelului în convertizoare cu folosirea oxigenului. Actualmente în U.R.S.S. funcționează șapte convertizoare cu insuflarea oxigenului pe sus. Producția de oțel de convertizor în 1960 a fost de 2,5 milioane tone.

Tendința actuală de dezvoltare a producției de oțel din Uniunea Sovietică, așa cum s-a arătat la consfătuirea unională a oțelarilor din august 1960, se concretizează prin:

— construirea de agregate de mare capacitate pentru producerea oțelului, mărirea capacității la agregatele existente și lichidarea agregatelor vechi de mică capacitate, depășite de tehnica modernă;

— dezvoltarea în continuare a metodelor rapide de producere a oțelului prin folosirea oxigenului și aerului, folosirea de noi tipuri de refractare, perfecționarea metodelor de pregătire a fierului vechi (prese de împachetat pînă la 1 500 t și mai mari), a fontei și a fondanților;

— dezvoltarea producției de oțel în convertizoare cu oxigen și cuptoare electrice de mare capacitate;

— introducerea procedeelor de elaborare sub vid, folosirea la cuptoarele electrice a fontei lichide în locul celei solide, prelucrarea fontelor fosforoase în convertizoare, construirea și exploatarea unor noi tipuri de cuptoare, introducerea unor tehnologii mai perfecționate în secțiile de oțelării;

—continuarea automatizării proceselor, folosirea mașinilor electronice de calcul pentru conducerea agregatelor de producere a oțelului;

— înzestrarea oțelăriilor cu utilaje mai puternice și mai perfecționate, mecanizarea operațiilor unde se mai folosește munca manuală [7].

*

Perspectivele, cu totul impresionante, de dezvoltare a Uniunii Sovietice sînt arătate în Programul P.C.U.S. În decurs de două decenii în U.R.S.S. va fi creată baza tehnico-materială a comunismului.

Se prevede ca în anul 1970 U.R.S.S. să producă 145 milioane tone oțel, iar în anul 1980 — 250 milioane tone de oțel, față de 70,7 milioane tone cît s-a produs în anul 1961.

Pentru realizarea acestor obiective se introduc în mod complex elementele de tehnică nouă, printre care automatizarea procesului de producție va ocupa un loc preponderent.

Se prevede ca în viitor să se construiască agregate de mare capacitate pentru producerea oțelului; de exemplu, convertizoare cu oxigen cu o capacitate de 300 t.

Pregătirea încărcăturii pentru agregatele de topire a oțelului se va face în secții speciale, deosebite de cele existente în momentul de față.

Actualmente se discută varianta de încălzire în prealabil a materialelor vărsate (minereu, var etc.) şi a fontei lichide în cicloane speciale, folosind benzile transportoare pentru transportul acestora la agregatele de produs oţel.

Se prevede intensificarea folosirii fontei desiliciate. Desilicierea se va face în melanjoare sau în ţevi speciale pe care se va transporta fonta lichidă. Se pune problema folosirii complexe a metodei de turnare în vid a oţelului.

Concomitent cu dezvoltarea turnării continue se preconizează turnarea oţelului în lingotiere prin intermediul benzilor transportoare.

Folosirea benzilor transportoare va ridica productivitatea muncii de 10 pînă la 15 ori. Investiţiile capitale, în cazul folosirii complexe a benzilor transportoare, sînt de 1,5 pînă la 2 ori mai mici decît în cazul folosirii transportului feroviar. Concomitent cu acest avantaj se exclud şi staţionările neproductive.

Pentru transportul oţelului în stare lichidă se preconizează folosirea pompelor cu inducţie şi rine speciale pentru ţevile de transportoare. Acest tip de pompe cu inducţie se foloseşte la transportul metalelor uşor fuzibile.

Funcţionarea lor se bazează pe principiul folosirii cîmpului magnetic mobil, emanat de acestea, prin crearea unor curenţi de inducţie care pun în mişcare metalul lichid.

Folosirea acestor metode noi de transport al metalului înlătură necesitatea de a mai folosi macarale, rine şi oale de turnare etc.

De asemenea, se precizează folosirea unor metode hidro pentru transportul zgurei în stare lichidă, precum şi metoda de transport a zgurei lichide sub presiune cu ajutorul ţevilor.

Pentru transportul încărcăturii la convertizoarele cu oxigen va fi folosit pe scară largă sistemul de benzi transportoare. Pentru încărcarea cuptoarelor Martin se prevede construirea unor maşini de încărcare cu acţiune continuă.

Metodele noi enumerate mai sus sînt deocamdată în stare de cercetare [8].

Aplicînd cele mai noi metode în producţia de oţel, U.R.S.S. va deveni ţara cu cea mai mare producţie de oţel pe cap de locuitor, ţara cu siderurgia cea mai modernă, ţara în care triumful omului asupra forţelor naturii va fi practic realizat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Trubin, G. K., Oiks, N. G. ş.a. *Metalurghia Stali*. Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[2] Trubin, G. K. şi Oiks, N. C. *Metalurghia Stali*, Moscova, Metallurghizdat, 1951.

[3] Smoliarenko, A. D. şi Efanov, T. N. *Martenovskie ţehi i peciami bolşoi iomkosti*. Moscova, Metallurghizdat, 1960.

[4] *Za dostijenie urovnia* 250 *milionov tonn stali*, Metallurg nr. 10, 1961.

[5] Martînov, F. A., *Martenovskaia peci ili chislorodnîi convertor*. Stali, nr. 1, 1961.

[6] Filicikin, F. L. ş.a. *Martenovskaia peci ili chislorodnîi convertor*. Stali, nr. 9, 1961.

[7] Pereţev, A. M. *Vsesoiuznoe soveşcianie staleplavilşcikov*. Stali nr. 10, 1960.

[8] Kosteneţki, P. K. *Avtomatizirovanîi metallurghiceski zavod realinaia zadacia naşih dnei*. Metallurg nr. 11, 1960.

ČZ 669.162.2.001.6

Progresul tehnic în proiectarea furnalelor

Ing. PAUL PETRESCU şi ing. CONSTANTIN ROŞCA
IPROMET – Bucureşti.

Realizările obţinute pînă acum în dezvoltarea industriei siderurgice din ţara noastră se datoresc, în primul rînd, dezvoltării corespunzătoare a sectoarelor de bază ale acestei industrii şi creşterii continue a productivităţii muncii.

Directivele Congresului al III-lea al Partidului Muncitoresc Romîn cu privire la dezvoltarea economiei naţionale pe anii 1960–1965 prevăd creşterea producţiei de fontă la circa două milioane tone în anul 1965, iar a celei de oţel la 3,3 milioane tone.

Obţinerea acestei producţii impune, în afară de dezvoltarea sectoarelor de furnale şi oţelării, sporirea productivităţii la principalele agregate de producţie.

Astfel, conform prevederilor planului, la Combinatul metalurgic Reşiţa şi la Combinatul siderurgic Hunedoara se construiesc puternice sectoare de furnale.

Pe această bază, la Combinatul metalurgic Reşiţa s-a terminat construcţia primului furnal de 700 m³, care a intrat în funcţiune în semestrul doi al anului 1961.

La proiectarea noilor furnale, inginerii şi tehnicienii din Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice au avut în vedere folosirea celor mai moderne realizări în acest domeniu şi un înalt grad de mecanizare şi automatizare, cu toate greutăţile întîmpinate de existenţa furnalelor vechi.

Astfel, amplasamentul furnalelor vechi, creat pe baza unor principii rămase mult în urmă în prezent, a pus probleme foarte grele pentru construirea în aceeași zonă a unui sector nou cu furnale mari.

Desfășurarea suprafeței necesare pe cinci terase cu o diferență totală de nivel de peste 48 m, distanța mică între furnale, liniile pentru evacuarea fontei și zgurei, alimentarea cu materii prime, precum și delimitarea precisă a zonei în două părți opuse de către secțiile de bază ale oțelăriei și în celelalte două părți opuse de către cartierele locuite au obligat proiectanții să întocmească mai multe variante. După o analiză și o dezbatere amănunțită a acestor variante cu inginerii și tehnicienii de la Combinatul metalurgic Reșița, s-a ajuns la soluția care a permis amplasarea celor două furnale mari de 700 m³, alimentate cu schip și dezvoltate după cele mai moderne criterii de amplasament.

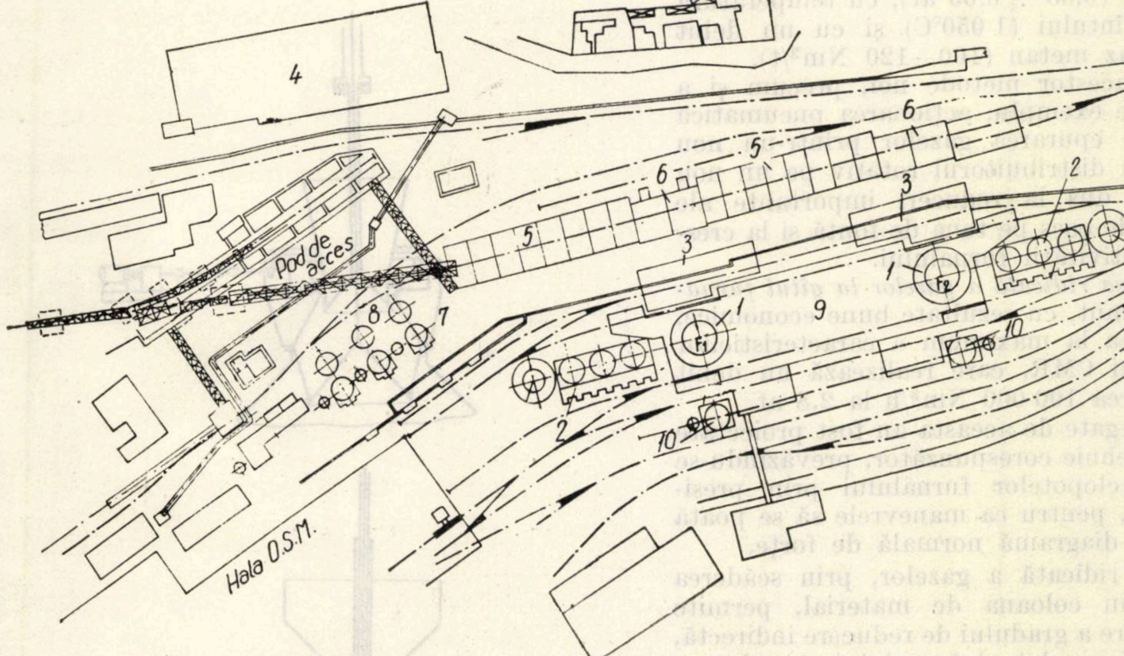


Fig. 1. Amplasamentul furnalelor :
1 – furnalul ; *2* – cauperele ; *3* – casa troliilor ; *4* – centrala termoelectrică ; *5* – buncărele de minereu ; *6* – buncărele de cocs ; *7* – scruberele ; *8* – tuburile Venturi ; *9* — hala de turnare ; *10* – sacul de praf.

Amplasamentul acestor furnale a fost rezolvat prin renunțarea la un triaj dezvoltat în zona furnalelor, lipsă care va fi suplinită printr-o mai bună organizare a transporturilor, amplasarea casei troliilor astfel ca să permită trecerea pe sub aceasta a liniilor de alimentare a oțelăriei și a unei estacade de buncăre de mare înălțime legată de triajul de alimentare printr-un pod de acces.

Materiile prime vor sosi pe această estacadă pe calea ferată (calcarul, cocsul și minereul), cu funicularul (aglomeratul), pe benzi transportoare (cocsul), iar evacuarea cocsului mărunt se va face prin spatele acestei estacade.

De asemenea, amplasarea epurării gazelor în lungul axei furnalelor, a centralei termice și de suflante într-o poziție dominantă pe dealul din spatele furnalelor și construcția în terase a acesteia au făcut posibil amplasamentul sectorului în zona determinată.

O dificultate deosebită atît pentru amplasament cît și pentru lucrările de organizare a șantierului pentru construirea furnalelor a fost faptul că în această zonă, aproape de furnalele noi, existau și trebuiau să funcționeze o perioadă de timp, paralel cu construcțiile noi, furnalele vechi.

Pentru menținerea în funcțiune a furnalelor vechi o perioadă cît mai lungă, s-au studiat în mod detaliat toate operațiile legate de exploatarea furnalelor vechi și construirea celor noi, elaborîndu-se un proiect cu toate detaliile, etapele și fronturile de lucru, care a permis o colaborare perfectă între exploatare și șantier.

Astfel, prin contribuția adusă de inginerii și tehnicienii din exploatare și a celor din proiectare, furnalele vechi de la Reșița au lucrat, paralel cu construcția celor noi, o perioadă mai mare decît cea planificată, dînd patriei zeci de mii tone de fontă peste plan.

Pe baza experienței cîștigate la proiectarea și exploatarea furnalelor de 450 și 700 m³ existente, furnalele de 700 m³ de la Reșița au fost proiectate și executate în întregime în țară cu materiale indigene, ceea ce reprezintă un important progres tehnic în acest domeniu.

Furnalele de la Combinatul metalurgic Reșița, primele în țara noastră din seria furnalelor mari care urmează a fi construite, sînt prevăzute să funcționeze cu o presiune ridicată a gazelor la gît ($0{,}55 \div 0{,}65$ at), cu temperatură ridicată a vîntului (1 050°C) și cu un debit ridicat de gaz metan (100—120 Nm^3/t).

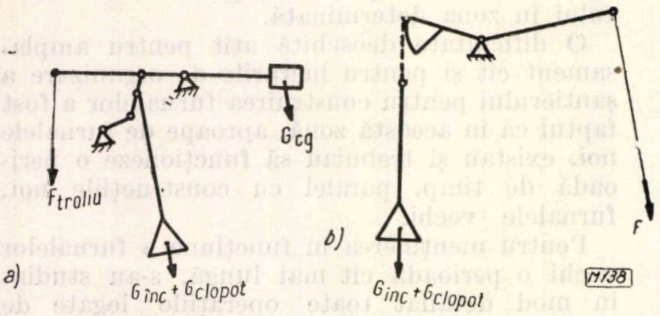


Fig. 2. Schema acționării clopotelor:
a — coborîrea forțată a clopotelor; *b* — coborîrea liberă a clopotelor.

Folosirea acestor metode noi, precum și a altora, ca, de exemplu, acționarea pneumatică a clopotelor, epurarea gazelor printr-un nou procedeu sau distribuitorul rotativ pe un nou principiu, a dus la reduceri importante ale consumului de cocs pe tona de fontă și la creșterea productivității furnalului.

I. *Presiunea ridicată a gazelor la gîtul furnalului* s-a obținut, cu rezultate bune economice, prin utilizarea la maximum a caracteristicilor turbosuflantei CMR, care realizează un debit de aer de circa 100 000 Nm^3/h la 2,8 at.

Utilajele legate de aceasta au fost proiectate la un nivel tehnic corespunzător, prevăzîndu-se echilibrarea clopotelor furnalului prin presiunea gazelor, pentru ca manevrele să se poată consuma cu diagramă normală de forțe.

Presiunea ridicată a gazelor, prin scăderea vitezei lor în coloana de material, permite o îmbunătățire a gradului de reducere indirectă, un mers mai regulat al furnalului, o reducere a pierderilor de praf și, în consecință, o mărire a productivității.

II. *Folosirea gazului metan atît prin insuflare în furnal cît și prin amestec cu gazul de furnal la arzătoarele cauperelor* aduce importante avantaje:

— reducerea consumului de cocs cu 100—120 kg/t de fontă produsă;

— posibilitatea de ridicare a temperaturii vîntului la circa 1 050°C;

— creșterea puterii calorifice a gazului de furnal de la 950 kcal/Nm^3 la 1 050—1 100 kcal/Nm^3.

Ridicarea temperaturii vîntului se obține și datorită utilizării de cărămizi din șamotă aluminoasă cu circa 45% Al_2O_3 la cupolă, la puțul de ardere și la partea superioară a grătarului. Grătarul a fost realizat cu o singură zonă cu canale de 45 × 45 mm. Suprafața specifică de încălzire obținută este de 75,3 m^2/m^3V_u.

III. *Acționarea pneumatică a conurilor* a fost prevăzută pentru a permite o simplificare a exploatării prin automatizarea comenzilor, care în același timp duce la o reducere a costului investițiilor și exploatării.

Astfel sistemul nou prevăzut permite coborîrea liberă a clopotelor, și nu forțată, acționarea făcîndu-se pentru fiecare clopot cu cilindri pneumatici în loc de troliu mecanic. Aceasta reduce numărul elementelor mecanice pentru manevrarea clopotelor, așezarea clopotelor se face lent, reducînd uzurile, consumul de energie este mai redus, iar funcționarea este sigură, lucru foarte important pentru asemenea agregate.

IV. *Aparatul de încărcare a furnalului este prevăzut cu un distribuitor rotativ de construcție nouă.* Distribuitorul rotativ, proiectat și realizat pentru prima dată, este prevăzut cu pîlnia clopotului mic fixă și un distribuitor rotativ separat, care elimină dificultățile de etanșare la pre-

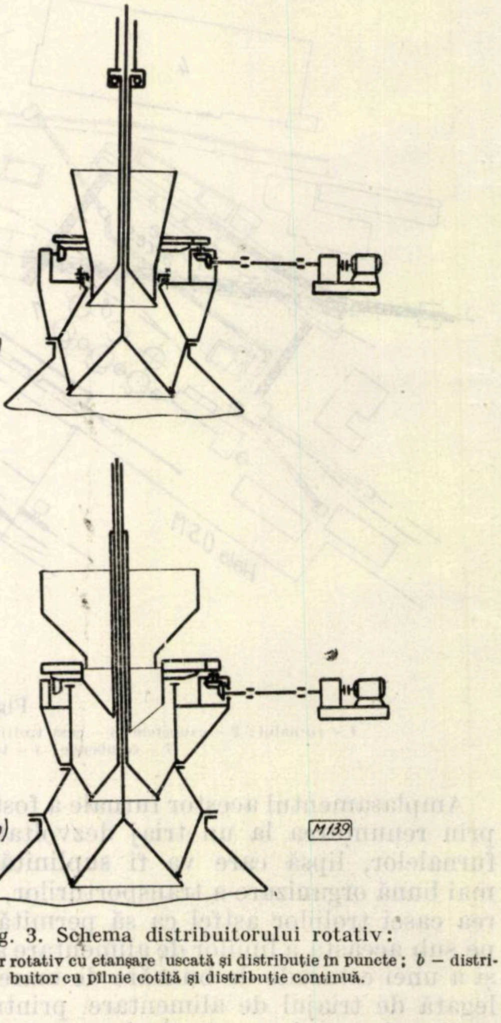


Fig. 3. Schema distribuitorului rotativ:
a — distribuitor rotativ cu etanșare uscată și distribuție în puncte; *b* — distribuitor cu pîlnie cotită și distribuție continuă.

siune ridicată care apar la distribuitorul rotativ de construcţie obişnuită.

Bazat pe principiul nou de rotire continuă a pîlniei de alimentare, fără opriri succesive, cu sau fără corecţia unghiului de deviere datorit poziţiei schipurilor, distribuitorul rotativ reprezintă de fapt o încercare realizată pe scară industrială. Pentru acest fapt, el a fost prevăzut cu posibilitatea folosirii a trei trepte de turaţii în vederea asigurării unei distribuţii uniforme a încărcăturii.

Treptele de turaţie prevăzute au fost de 20—25—30 rot/min şi permiteau 1,7—2—2,5 rotaţii ale distribuitorului în timpul unei goliri a schipului. Practica de lucru pînă în prezent a arătat că treapta inferioară de turaţie, chiar redusă cu 25% din cauza schimbării tipului motorului, este suficientă pentru asigurarea unei distribuţii uniforme a încărcăturii, deoarece asigură 2—2,5 rotaţii pe o descărcare a schipului.

V. *Epurarea fină a gazului de furnal prin instalaţiile de epurare* urmăreşte reducerea conţinutului său de praf pînă la limitele impuse de exigenţele diverşilor consumatori.

Majoritatea consumatorilor sînt satisfăcuţi de un conţinut de praf în gazul epurat de 20 mg/m³, excepţie făcînd numai bateriile Uzinei cocsochimice, care pentru o funcţionare în condiţii optime impune un conţinut de praf în gazul epurat de 10 mg/m³.

Epurarea gazului produs de furnale de la CMR cuprinde trei etape:

— epurarea brută realizată cu mijloace clasice (saci de praf şi cicloane), din care gazul iese cu un conţinut de praf de 6—10 g/m³;

— epurarea semifină realizată în scrubere cu umplutură, în care se realizează răcirea gazului de la temperatura de + 250°C pînă la +30°C şi reducerea conţinutului său de praf pînă la 0,5—1 g/m³;

— epurarea fină realizată în tuburi Venturi, soluţie la nivelul tehnicii actuale, din care gazul iese cu un conţinut de praf de 8—10 mg/m³.

Întrucît soluţia de epurare fină cu tuburi Venturi reprezintă ultimele realizări ale tehnicii moderne în domeniul epurării gazului produs de furnalele care funcţionează cu presiunea ridicată la gît, în acest articol vom prezenta succint această instalaţie cu avantajele sale.

Principiul de funcţionare. Gazul de furnal pătrunde în confuzorul tubului Venturi cu viteză de 15 m/s. În secţiunea minimă a tubului, în care viteza atinge valoarea maximă, perpendicular pe axul fluxului de gaz, se introduce apă sub formă de jeturi radiale. Presiunea la care se introduce apa trebuie să asigure numai pătrunderea jeturilor pînă la mijlocul tubului. Fluxul de gaz deviază spontan jeturile de apă şi le sparge, transformîndu-le într-o ceaţă foarte fină, care constituie aerosolul secundar. Curgerea puternic turbionară provoacă amestecarea intimă a celor doi aerosoli (praful din gaz şi picăturile fine de apă), avînd ca rezultat aglutinarea aerosolului primar (praful). Particulele astfel aglutinate sînt separate în separatorul de şlam al tubului Venturi şi în ciclonul cu peliculă de apă.

Aglutinarea particulelor fine de praf se poate face funcţie de caracterul şi diametrul lor prin ciocnire, difuzie, atracţie electrică; astfel particulele cu diametrul mai mare de 0,5 μ se aglutinează prin ciocnire, cele cu diametrul de 0,01—0,5 μ, prin difuzie, iar cele cu diametrul de 1 μ, prin atracţie electrică.

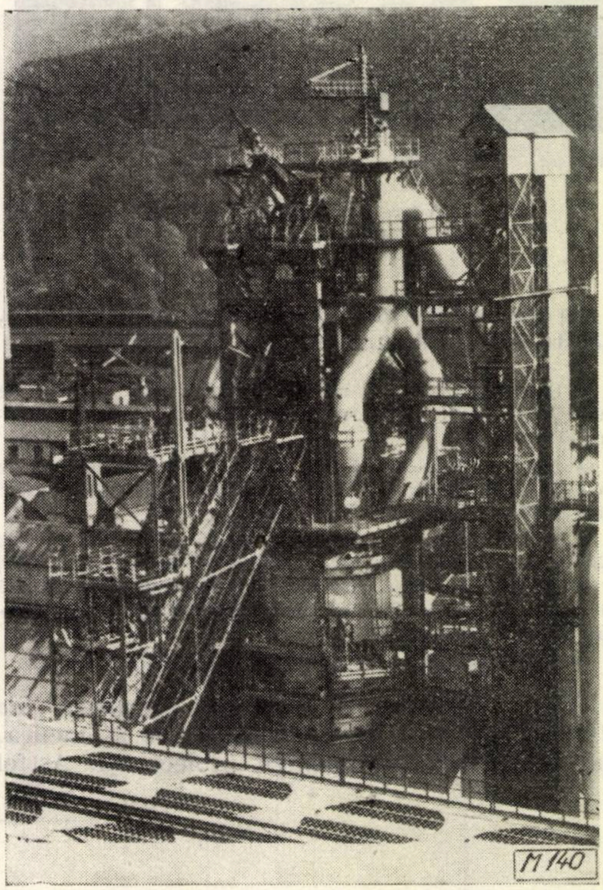


Fig. 4. Vederea furnalului din partea troliului schipului.

Gradul de epurare realizat cu această instalaţie este funcţie de pierderea de presiune în tubul Venturi şi de consumul de apă.

Astfel, la o pierdere de presiune de 2 000 mm CA şi un consum de apă de 0,8 l/Nm³ de gaz se obţine un conţinut final de praf de 8—10 mg/Nm³.

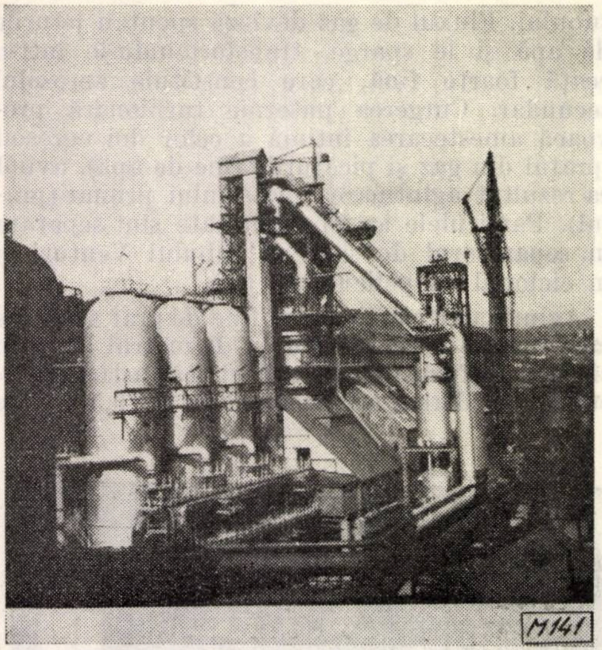


Fig. 5. Vedere generală a furnalului nr. 1 şi a cauperelor.

În comparaţie cu celelalte sisteme de epurare, acesta prezintă următoarele avantaje:

— eficacitate ridicată, randament global de epurare de 99,6% faţă de 99% pentru electrofiltre umede şi 98% pentru Theissene;

— consum redus de apă: 0,8—1 m^3/1 000 Nm^3 gaz faţă de de 4 m^3/1 000 Nm^3 gaz pentru electrofiltre şi 5 m^3/1 000 Nm^3 gaz pentru Theissene;

— consum redus de energie electrică: 0,6—1 kW/1 000 Nm^3 faţă de 1,5 kW/1 000 Nm^3 pentru electrofiltre şi 6 kW/1 000 Nm^3 pentru Theissene (în aceste consumuri este inclusă şi energia necesară pompării apei cu care se alimentează instalaţiile respective);

— cheltuieli reduse la investiţii şi exploatare simplă.

VI. *Construcţiile şi montajul furnalelor de* 700 m^3 *de la Reşiţa* au ridicat, de asemenea, probleme deosebite pentru proiectanţi. Astfel soluţiile constructive adoptate pentru acest sector au trebuit să fie studiate detaliat şi alese în funcţie de condiţiile tehnologice speciale, precum şi de amplasamentul sectorului în cadrul ansamblului uzinal.

Pentru a asigura o desfăşurare cît mai normală pe şantier, în condiţiile unui teren accidentat şi foarte restrîns, pentru o bună organizare de şantier, proiectanţii au avut în vedere ca majoritatea elementelor constructive ale furnalului, atît metalice cît şi din beton, să fie livrate sub formă de preasamblate sau prefabricate.

S-a creat astfel posibilitatea ca şantierul să monteze într-un timp minim mari panouri constructive la principalele obiective ale sectorului.

Subliniem faptul că unele lucrări cu totul speciale, ca estacada buncărelor de minereu din construcţie metalică, pentru depozitarea aglomeratului venit de la aglomerare, la temperatura de circa 250°C, au fost realizate pentru prima dată la noi în ţară.

De asemenea, o importantă lucrare din acest sector este turnul de răcire de 8 000 m^3/h, realizat cu cofraje glisante.

VII. *Principalele soluţii* prezentate în acest articol sînt considerate ca progrese tehnice importante în proiectarea furnalelor, fapt relevat şi de specialiştii sovietici cu care ne-am consultat la definitivarea soluţiilor.

Avînd în vedere directivele de partid cu privire la creşterea eficienţei investiţiilor şi obţinerea unei productivităţi sporite la principalele agregate din siderurgie, bazaţi pe experienţa de pînă acum, proiectanţii de la IPROMET au rezolvat la un nivel tehnic ridicat toate problemele ivite cu ocazia construcţiei noului sector de furnale.

Proiectul prevede o producţie de 925 t de fontă pe zi şi furnal, dar rezultatele obţinute pînă în prezent la primul furnal demonstrează că această producţie va fi depăşită.

CZ 621.318.2 – 492.2 : 620.179.141 : 631.9

Contribuţii la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă

Prof. ing. ALEXANDRU DOMŞA, ing. LIVIU BOTHA şi ing. ATTILA PÁLFALVI
Institutul politehnic-Cluj

Ca materiale magnetice, pulberile de fier se utilizează în industrie sub două forme: fie ca materie primă pentru obţinerea diferiţilor magneţi compacţi, fie ca pulberi finisate, dar necompactizate, folosite la confecţionarea cuplelor electromagnetice, în defectoscopia magnetică, la selectarea seminţelor de trifoliene pe cale electromagnetică etc.

În ambele grupe de aplicaţii electromagnetice, pulberile de fier necesită caracteristici variate. Deşi principala caracteristică a unei astfel de pulberi este susceptibilitatea magnetică, fiecare sortiment mai trebuie să întrunească şi alte caracteristici fizico-chimice şi tehnologice, care variază de la un produs la altul şi care pot fi hotărîtoare în privinţa eficacităţii lor în domeniul pentru care sînt destinate. Aceste caracteristici depind şi pot fi influenţate în mare măsură de procedeul de fabricaţie adoptat. În consecinţă, utilizarea raţională a pulberilor de fier în fiecare din aceste domenii trebuie să se bazeze pe un studiu al acestor caracteristici şi pe o alegere judicioasă a procedeului de fabricaţie.

În cele ce urmează, se prezintă criteriile după care au fost realizate caracteristicile optime pentru pulberea magnetică necesară la selectarea electromagnetică a seminţelor de trifoliene produse în agricultură.

Pentru determinarea caracteristicilor necesare unei astfel de pulberi, s-au studiat fenomenele care au loc în procesul de selectare pe cale electromagnetică a impurităţilor existente în seminţele brute şi s-au stabilit următoarele condiţii pe care trebuie să le îndeplinească pulberea magnetică:

— formă şi repartiţie granulometrică adecvată;

— aderenţă la impurităţi;

— susceptibilitate magnetică înaltă;

— să nu altereze aspectul macroscopic al seminţelor sănătoase trecute prin separatorul electromagnetic;

— rezistenţă la oxidare în contact cu aerul atmosferic.

1. *Mărimea granulelor*, repartizată procentual în masa totală a pulberii, trebuie să fie în concordanţă cu mărimea, structura suprafeţei şi forma corpurilor străine şi în primul rînd a seminţelor de cuscută care urmează a fi extrase din sămînţa brută pe cale electromagnetică prin intermediul particulelor metalice aderente. Din acest motiv, granulaţia maximă admisă pentru particulele metalice este de 60 μ; sub această limită, particulele trebuie să prezinte o granulaţie procentuală corespunzătoare curbei din figura 1.

Această curbă s-a determinat prin clasare procentuală, prin metoda sedimentării în curent de apă [1], conform legii lui Stokes.

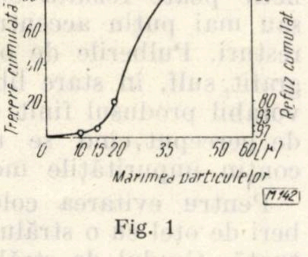


Fig. 1

Din figura 1 rezultă că o pulbere eficace trebuie să acopere domeniul de granulaţii sub 15 μ într-un procentaj de 7,5% şi domeniul dintre 20 şi 35 μ într-un procentaj de 60%. Domeniile esenţiale ale curbei corespund cu probabilitatea maximă de aderare a pulberii în adînciturile şi defectele de suprafaţă pe care le prezintă impurităţile existente în sămînţa brută.

Aderenţa particulelor metalice la aceste impurităţi depinde şi de forma particulelor. Pe baza studiului efectuat, se constată că probabilitatea de aderenţă este cea mai mare atunci cînd forma particulelor este aceea a unei lamele încovoiate, bombate sau a unor frînturi de filamente curbe (fig. 2).

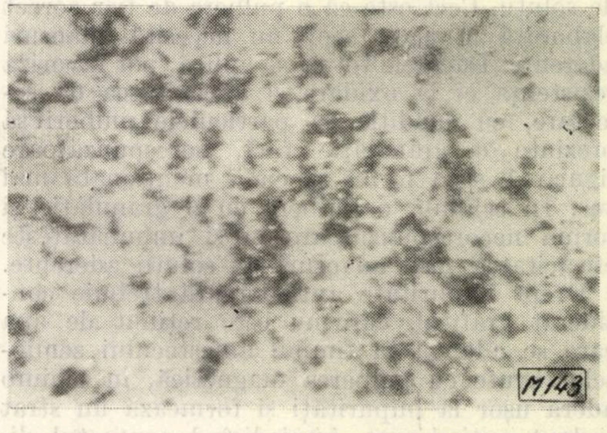


Fig. 2

2. *Aderenţa la impurităţi* este influenţată negativ de forma sferoidală şi de fragmente de sferă, precum şi de forma poliedrică a particulelor metalice (fig. 3).

Este defavorabilă, de asemenea, asperitatea naturală pe care o prezintă pulberile de oxizi de fier, precum şi pulberile de fontă sau oţel oxidate superficial.

Fenomenul intim al aderenţei particulelor metalice la granulele de impurităţi aflate în sămînţa brută şi în special la granulele de cuscută nu este încă elucidat. Se ştie că seminţele de cuscută prezintă o suprafaţă rugoasă, în timp ce seminţele de trifoliene o suprafaţă lucie. S-a constatat, în plus, că seminţele de cuscută au o greutate specifică inferioară greutăţii specifice a seminţelor de trifoliene. Făcînd, de exemplu, comparaţie cu seminţele de trifoi, diametrele lor sînt sensibil apropiate,

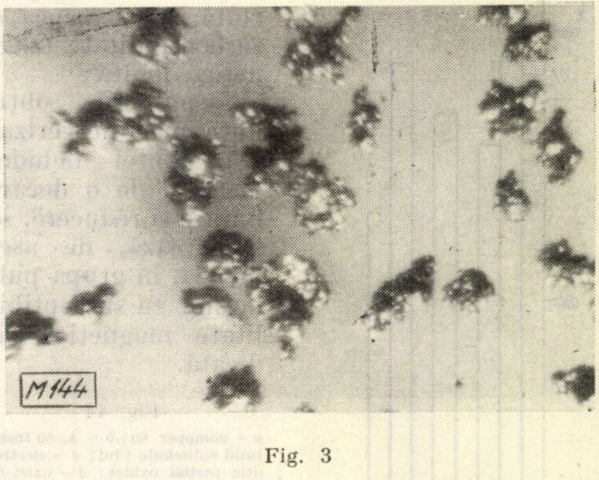


Fig. 3

în timp ce greutatea lor specifică diferă în raport de 0,5–0,7.

Deși se pot naște presupuneri că orice pulberi magnetice pot deveni mai aderente prin tratarea lor cu anumite soluții chimice, nu s-au obținut rezultate concludente experimentînd astfel de soluții. Cert este că o pulbere de fier corect elaborată în acest scop nu necesită adaosuri aderente. Dacă ele totuși se aplică, pot favoriza rezistența ei la oxidare și eficacitatea de selectare, cu condiția ca particulele pulberii să prezinte o granulație fină, corespunzătoare figurii 1 și o formă specială, menționată mai sus. În schimb, o pulbere cu o granulație și formă necorespunzătoare nu-și îmbunătățește eficacitatea prin adaosuri de soluții aderente.

Drept impuritate antiaderentă trebuie considerat grafitul, care nu este reținut de apa care se adaugă în timpul amestecului semințelor brute cu pulberea magnetică, în schimb aderă ușor la impurități și formează un strat izolant antiaderent, împiedicînd contactul direct cu particulele metalice. Pulberile de fontă sau alte sortimente de pulberi magnetice care conțin grafit în stare liberă vor fi deci mai puțin eficace.

3. *Susceptibilitatea magnetică* relativă a mai multor sortimente de pulberi de fier a fost studiată [2] și este reprezentată în figura 4. Din această figură, rezultă cîteva concluzii utile pentru tehnologia de fabricație, și anume:

— pulberile oxidate, indiferent de proveniența lor tehnologică, prezintă o susceptibilitate magnetică scăzută;

— pulberile de oțel elaborate prin procedeul mecanic prezintă cele mai înalte valori de susceptibilitate magnetică relativă;

— pulberile de fier electrolitic, dacă sînt neoxidate și bine finisate mecanic, prezintă, de asemenea, o susceptibilitate magnetică înaltă;

— pulberile obținute prin pulverizarea fontei lichide, urmată de o decarburare și reducere, se încadrează, de asemenea, în grupa pulberilor cu susceptibilitate magnetică ridicată.

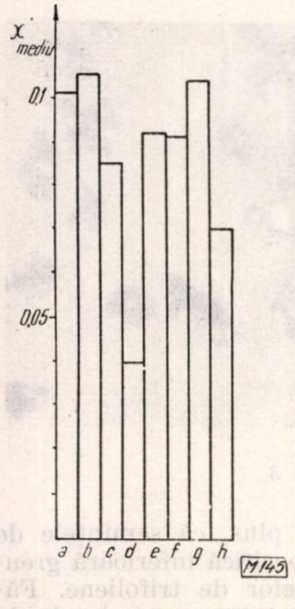


Fig. 4:

a – gompper 60; *b* – A_5 60 Institutul politehnic Cluj; *c* – electrolitic parțial oxidat; *d* – oxizi de fier; *e* – RZ 60 MANNESMANN; *f* – fontă parțial decarburată; *g* – FREM Institutul politehnic Cluj; *h* – pulverizare cu un arc urmată de oxidare în apă.

Comportarea diferitelor particule de pulberi de fier în cîmp magnetic a fost urmărită și sub alte aspecte, ca, de exemplu, în funcție de compoziția chimică și de forma particulelor.

Compoziția chimică a pulberilor metalice, mai ales în cazul aplicației din prezentul articol, trebuie considerată sub două aspecte. În primul rînd, se determină compoziția chimică a particulelor metalice de bază (fontă, oțel) punîndu-se în evidență prezența diferitelor elemente care se află în structura acestora. În al doilea rînd, se ia în considerare și prezența unor particule nemetalice, care eventual apar în masa pulberii, ca impurități provenite fie din materia primă, fie datorită procedeului de fabricație aplicat (grafit, bioxid de siliciu, argilă, sulf etc.).

Referitor la primul aspect, experiențele au confirmat că prezența oxizilor de fier influențează negativ valoarea susceptibilității magnetice. În schimb, pulberile de oțel prezintă o susceptibilitate magnetică înaltă. Creșterea conținutului de carbon al acestor pulberi de la 0,1% pînă la 1,0% nu influențează în mod sensibil valoarea susceptibilității lor magnetice.

În ceea ce privește al doilea aspect al compoziției chimice, impuritatea frecventă și dăunătoare este grafitul. Nu se iau în considerare, bineînțeles, pulberile inferioare, obținute fie direct din minereuri sărace, fie prin simpla măcinare a fontei, care pot conține procentaje mai însemnate de impurități.

Urmărindu-se comportarea pulberilor de fier în cîmp magnetic, se mai constată unele deosebiri determinate și de forma particulelor. Pulberile în formă lamelară sau de filamente se orientează în cîmp magnetic, fenomen mai puțin accentuat în cazul particulelor sferoidale sau poliedrice.

4. *Granulele pulberii aderă într-un anumit procent și la semințele sănătoase*, mai ales cînd întîlnesc defecte de suprafață. Practica ne confirmă că multe din particulele metalice rămîn astfel în masa semințelor purificate, nefiind atrase de electromagneți. Rămîn, de asemenea, în masa semințelor purificate și toate granulele de impurități nemagnetice ale pulberii metalice adăugate. Ca urmare, produsul purificat magnetic poate rezulta cu o colorație mai mult sau mai puțin accentuată, cauzată de aceste resturi. Pulberile de oțel, lipsite de oxizi, de grafit, sulf, în stare liberă, nu colorează defavorabil produsul finit. Colorația este însă ușor de perceput cînd se utilizează pulberi care conțin impuritățile menționate.

Pentru evitarea colorației, se preferă pulberi de oțel cu o strălucire naturală mai accentuată. Gradul de strălucire al acestor pulberi nu este determinat nici de conținutul de carbon și nici de diverse adaosuri chimice, ci se datorește procesului tehnologic de fabricație. Pulberile elaborate prin dezintegrare mecanică în mori cu vîrtej sînt totdeauna mai strălucitoare decît cele elaborate prin electroliză, prin reducere sau prin pulverizare. Pe de altă parte, practica a confirmat însă că pulberile de fier suficient de pure sînt pe deplin eficace în operaţia de selectare a seminţelor, chiar dacă nu prezintă o strălucire deosebită.

5. *Sensibilitatea la oxidare a pulberilor de fier* este mai accentuată numai în cazul celor fabricate prin electroliză. Asupra cauzelor acestei sensibilităţi mai accentuate la oxidare părerile cercetătorilor sînt împărţite [3].

În general, însă, pulberile de fier elaborate în mod corect pot fi păstrate timp mai îndelungat, fără să se oxideze, mai ales dacă li se aplică şi un tratament prealabil de protecţie. Rezultate bune se obţin folosind, de exemplu, soluţia de parafină în benzină şi altele.

Comparînd condiţiile analizate cu caracteristicile generale ale pulberilor de fier cunoscute, rezultă că pentru scopul propus se ivesc două dificultăţi principale, şi anume : forma specială a particulelor şi repartiţia lor granulometrică într-un domeniu de înaltă fineţe.

Problemele de bază ale producţiei industriale de pulberi cu destinaţia menţionată sînt tocmai acelea de a realiza aceste granulaţii şi forme în condiţii economice. Orice procedeu industrial luat în discuţie va putea fi considerat corespunzător pentru acest scop numai în măsura în care poate satisface sub aspect tehnic şi economic aceste două condiţii principale.

Pentru alegerea procedeului corespunzător acestor condiţii, pot fi luate în discuţie următoarele procedee-tip :

a) electroliza soluţiilor apoase ale sărurilor de fier ;

b) pulverizarea fontei lichide urmată de decarburare ;

c) reducerea termochimică a oxizilor de fier ;

d) dezintegrarea mecanică a materialului din oţel pregranulat.

În realitate, aceste procedee-tip se compun nu numai din operaţiile de bază de la care îşi trag denumirea, ci mai conţin şi alte operaţii tehnologice cu caracter secundar. Acestea din urmă diferă adesea prea puţin de la un procedeu la altul. De exemplu, recoacerea în atmosferă reducătoare se aplică nu numai la procedeul electrolitic, ci şi la reducerea oxizilor şi uneori la dezintegrarea mecanică. La rîndul ei, dezintegrarea mecanică, aplicată sub diferite regimuri, este o operaţie nelipsită la toate procedeele-tip menţionate. Ca urmare, se pot întîlni în industrie procedee care îmbină în diferite variante gama de operaţii tehnologice, cu scopul de a realiza cît mai avantajos produsul finit urmărit. Operaţiile de bază, care caracterizează fiecare din cele patru procedee, rămîn însă hotărîtoare în privinţa caracteristicilor fundamentale ale pulberii finite, putîndu-se vorbi, de fapt, de patru mari sortimente de pulberi feroase, corespunzătoare celor patru procedee-tip.

În consecinţă, se consideră necesar să fie analizate în mod critic aceste procedee, pentru a se putea trage concluzii în vederea stabilirii unei tehnologii convenabile sub aspect tehnic şi economic.

a) *Procedeul electrolitic.* Materia primă folosită este tabla laminată de oţel. Prin disocierea electrolitului, fierul se depune pe catod sub formă de pulberi mai mult sau mai puţin aglomerate. Studiul efectuat în ţară asupra acestui procedeu [3] se caracterizează prin particularitatea că prin adăugarea de $(SO_4)_3Al_2$ în baia de electroliză se limitează pericolul oxidării. Drept urmare, se poate renunţa la operaţia ulterioară de reducere în mediu de hidrogen a pulberii depuse, operaţie considerată obligatorie în procedeul clasic al electrolizei fierului. Această simplificare reduce, evident, preţul de cost, dar pune în discuţie problema reproductibilităţii pe scară industrială a procedeului.

Produsul realizat pe scară redusă, după acest procedeu, necesită o măcinare mecanică mai îndelungată, în urma căreia forma granulelor îşi pierde caracteristica iniţială dendritică, iar fineţea lor devine deosebit de accentuată. După această operaţie de finisare, produsul s-a dovedit pe deplin corespunzător în experienţele de selectare electromagnetică a seminţelor. Repartiţia granulometrică a acestei pulberi, trecută prin sita de 60 μ, este reprezentată, conform determinărilor noastre în figura 5.

În general, pulberea electrolitică de fier prezintă caracteristici superioare atunci cînd este corect elaborată, dar preţul ei de cost se ridică pînă la de trei ori preţul pulberilor de fier elaborate prin celelalte procedee industriale. Se mai subliniază, de asemenea, dificultăţile considerabile de reproducere pe scară industri-

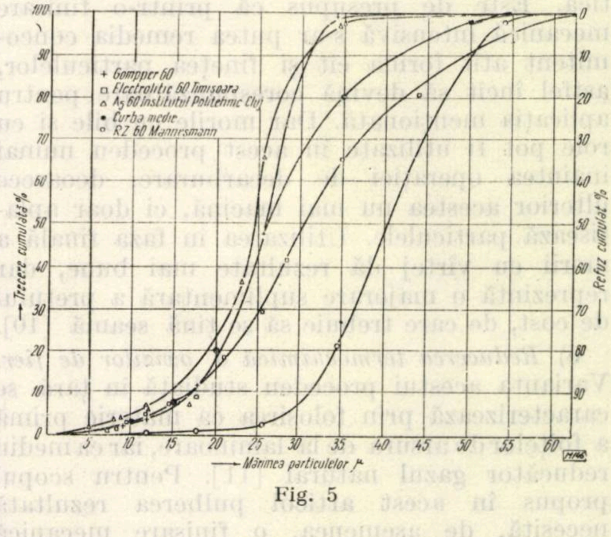


Fig. 5

ală a electrolizei fierului pentru a se realiza o pulbere standard [4], [5], [6], [7], [8].

b) *Pulverizarea fontei lichide, însoțită de decarburarea pulberilor rezultate.* Materia primă folosită este fonta lichidă elaborată în cuptor electric, în cuptor rotativ sau în cubilou. Granulele rezultate conțin carbon și oxizi de fier. După recoacerea de decarburare și reducere, granulația poate fi întrucîtva îmbunătățită prin măcinare mecanică finală. Durata reacțiilor de decarburare și reducere variază între 2 și 4 ore, la temperatura de 1 000—1 100°C. Datorită variației de la o încărcătură la alta a materialului destinat decarburării în privința conținutului de carbon și de oxigen, procesul de decarburare trebuie să fie precedat de fiecare dată de analize chimice și apoi de sortări și dozări corespunzătoare diferitelor categorii de pulberi de fontă. Rezolvarea judicioasă a dozării încărcăturii și a duratei recoacerii la temperatura prescrisă asigură formarea în cuptor a unei atmosfere reducătoare proprii compusă din $CO+CO_2$ în proporție optimă pentru reacțiile de decarburare și reducere. Or, chiar această fază a procesului tehnologic creează dificultăți și obligă ca stratul încărcăturii de pulbere să nu depășească grosimea de 20 mm [9].

Pulberea obținută conține particule fine sub 60 μ, într-un procentaj de circa 20%; forma acestora este fie sferică, fie lenticulară [9]. Pulberea similară RZ Mannesmann conține particule fine într-un procentaj mai ridicat, forma lor este, de asemenea, sferică sau de fragmente de sferă, iar repartiția granulometrică a fracțiunii fine sub 60 μ este determinată în figura 5.

Atît din punct de vedere al formei cît și al granulometriei, pulberea respectivă nu ar corespunde la operația de selectare electromagnetică. Este de presupus că printr-o finisare mecanică intensivă s-ar putea remedia concomitent atît forma cît și finețea particulelor, astfel încît să devină corespunzătoare pentru aplicația menționată. Dar morile cu bile și cu role pot fi utilizate în acest procedeu numai înaintea operației de decarburare, deoarece ulterior acestea nu mai macină, ci doar aplatisează particulele. Utilizarea în faza finală a morii cu vîrtej dă rezultate mai bune, dar reprezintă o majorare suplimentară a prețului de cost, de care trebuie să se țină seamă [10].

c) *Reducerea termochimică a oxizilor de fier.* Varianta acestui procedeu studiată în țară se caracterizează prin folosirea ca materie primă a foițelor de arsură de la laminoare, iar ca mediu reducător gazul natural [11]. Pentru scopul propus în acest articol pulberea rezultată necesită, de asemenea, o finisare mecanică finală.

d) *Măcinarea mecanică în mori cu vîrtej.* În acest caz, moara cu vîrtej nu servește doar ca mijloc de finisare a pulberilor elaborate prin alte procedee, ci întregul proces de dezintegrare se realizează prin măcinare mecanică. Materia primă folosită este sîrma de oțel moale pregranulată sub dimensiunea de 3 mm, precum și alte materiale din oțel moale care se pretează la pregranulare (deșeuri de la fabricile de cuie, bucăți de tablă etc.). Pulberea obținută este cunoscută în literatură sub numele de Hametag. Agregatul cu vîrtej realizat în țară [12], în afară de faptul că produce o pulbere cu caracteristici similare pulberii Hametag, este superior tipului clasic, ca urmare a unor îmbunătățiri constructive originale.

Forma și finețea pulberii obținute în moara cu vîrtej se apropie cel mai mult de condițiile ideale ale selectării electromagnetice a semințelor, dar prețul ei de cost este mai ridicat decît al pulberilor elaborate prin procedeul *b* și *c*.

Din cele arătate rezultă că finisarea mecanică finală se impune în mod obligator la toate procedeele descrise. Durata și eficacitatea acestei finisări, precum și costul ei variază după felul cum a fost elaborată în prealabil pulberea brută și după tipul și gradul de perfecționare a agregatului mecanic de măcinare utilizat. Rezultă, de asemenea, că un calcul corect al prețului de cost al produsului finit va trebui să țină seamă atît de costul pulberii brute cît și de costul finisării mecanice finale. Dacă în urma acestei finisări mecanice mai rămîne o fracțiune importantă de particule mai mari de 60 μ, se impune rezolvarea separării ei și apoi a utilizării ei în alte scopuri.

Pentru a contribui la rezolvarea fabricării pe scară industrială a unei pulberi magnetice cu caracteristici și preț de cost corespunzător, în acest articol s-a acordat prioritate procedeului reducerii termochimice asociat cu măcinarea mecanică. În consecință, atenția s-a îndreptat spre valorificarea pulberilor de oțel aliat cu crom STAS 1456—50.

Față de primul studiu publicat de autori [13], tehnologia de fabricație propusă în acest articol reprezintă o îmbunătățire sensibilă atît sub aspect tehnic cît și economic.

Materia primă o constituie așchiile de oțel care rezultă de la fabricile de rulmenți în cantități foarte mari și la un preț de cost foarte redus. Datorită faptului că mașinile moderne de rectificat inelele de rulmenți sînt prevăzute cu separatoare magnetice, așchiile rezultate se pot colecta în stare de înaltă puritate. Resturile de lichid de așchiere se îndepărtează prin încălzire sub protecție de gaz natural sau de amoniac disociat. Pulberea brută prezintă o ușoară oxidare superficială și conține carbon legat în proporție de 1—1,3%, corespunzător oțelului din care provine. De aceea în etapa următoare are loc decarburarea și reducerea oxizilor, reacții care se produc simultan la

1 000°C sub protecție de amoniac disociat, în cuptoare speciale cu trecere continuă. Pentru realizarea unei decarburări intensive, pulberea brută se amestecă, în prealabil, cu oxizi de fier proveniți din uscarea și măcinarea foițelor de arsură de la laminoare. Decarburarea și reducerea au loc după reacțiile :

$$FeO + C \rightleftarrows Fe + CO; \qquad (1)$$
$$C + CO_2 \rightleftarrows 2CO; \qquad (2)$$
$$FeO + CO \rightleftarrows Fe + CO_2 \qquad (3)$$

Carbonul care apare în aceste reacții se află dizolvat în Feγ. Ca urmare, practic, se formează un amestec de circa 80% CO + 20% CO_2, care formează o atmosferă reducătoare proprie.

În procesul tehnologic propus în articol se introduce în plus în cuptor, pentru siguranță, o cantitate mică de amoniac disociat în eventualitatea că în mod accidental atmosfera proprie din cuptor ar putea deveni oxidantă. Astfel, mai au loc și reacțiile :

$$FeO + H_2 \rightleftarrows Fe + H_2O; \qquad (4)$$
$$C + 2H_2 \rightleftarrows CH_4; \qquad (5)$$
$$CO_2 + H_2 \rightleftarrows CO + H_2O, \qquad (6)$$

în care hidrogenul provine din amoniacul disociat.

Gradul de decarburare poate fi dirijat prin adaos suplimentar de oxizi de fier. Practic, acest adaos poate chiar depăși proporția stoechiometrică necesară decarburării intensive, deoarece surplusul de oxizi adăugați se reduce pe baza reacțiilor (3) și (4).

Fiind vorba de particule metalice, care în stare brută au mărimea sub 0,2 mm, reacția de decarburare și de reducere are loc în toată masa lor și pe o adîncime de strat pînă la 40 mm.

Pulberea brută din oțel de rulmenți conține un procentaj de carbon (0,95–1,15%), care practic este constant, încît amestecul cu oxizi nu mai trebuie recalculat înaintea fiecărei încărcături, iar reducerea și decarburarea au loc în condiții perfect reproductibile, necesitînd o durată de tratament de 45 min. În cazul dozării corespunzătoare decarburării intensive, conținutul de carbon scade pînă la 0,06–0,15%, iar cel de oxigen pînă la 0,5–1,0%.

În urma acestui proces, pulberea se aglomerează sub formă de burete, iar dezintegrarea ei se realizează cu ușurință. Avantajele procedeului descris rezultă atît din caracteristicile produsului finit cît și din simplitatea și reproductibilitatea procesului tehnologic.

Principalele caracteristici ale pulberii, denumită A5 I.P.C. (Institutul politehnic Cluj) sînt următoarele :

— *Granulația* : mărimea granulelor este de circa 90% sub 60μ, conform curbei din figura 5. În consecință, produsul finit poate fi utilizat integral în scopul studiat.

Forma granulelor este de filamente curbe și lamele încovoiate.

— *Densitatea aparentă* :

$$\rho_u = 1{,}9-2{,}2 \text{ g/cm}^3 \text{ (liberă)};$$
$$\rho_s = 3{,}0-3{,}2 \text{ g/cm}^2 \text{ (tasată)}.$$

— *Compoziția chimică* :

$C = 0{,}10 - 0{,}15\%$,

$O = 0{,}5 - 1{,}0\%$;

$Cr = 0{,}4 - 1{,}65\%$;

grafit liber : lipsește.

Resturile de material abraziv provenit din operațiile de rectificare a rulmenților, chiar în cazul unei separări magnetice mai defectuoase, nu influențează de loc aplicabilitatea pulberii în scopul studiat.

Procesul tehnologic se rezumă la următoarele :

— materia primă rezultă de la fabricile de rulmenți și de la laminoarele din țară în cantități considerabile și la un preț foarte scăzut ;

— prelucrarea materiei prime se realizează în condiții reproductibile, datorită compoziției chimice uniforme și constante ;

— agregatele necesare pentru tratamentul termochimic prescris se pot grupa în serie sau în paralel la aceeași sursă de atmosferă protectoare ; dirijarea și controlul fiecărui agregat se pot efectua independent de celelalte. Prin urmare, se pot pune în funcțiune numai atîtea agregate cîte sînt necesare în fiecare etapă, iar defectarea unui agregat nu deranjează bunul mers al celorlalte aflate în funcțiune.

Toate instalațiile și agregatele acestui procedeu au caracter general în metalurgia pulberilor, încît se pot utiliza la nevoie și la alte procedee care aparțin acestei ramuri a tehnicii moderne, ca, de exemplu, la fabricarea altor sortimente de pulberi necesare în diferite scopuri și, de asemenea, la sinterizarea diferitelor piese de mașini din pulberi metalice.

Finețea, forma granulelor, culoarea, rezistența la oxidare și celelalte caracteristici fizicochimice și tehnologice situează această pulbere printre produsele de calitate destinate scopului studiat.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Lăbuşcă, E.** *Introducerea în metalurgia pulberilor* Bucureşti, Ed. Academiei R.P.R., 1957.

[2] **Stănescu, L. Gocan, S. şi Codreanu, C.** *Determinarea susceptibilității magnetice relative a unor pulberi de fier.* În : Colecția de lucrări ştiinţifice ale Institutului politehnic Cluj, vol. *4*, 1962.

[3] **Facsko, G. şi Rădoi, I.** *Contribuții la problema fabricării pulberilor de fier electrolitic.* În : Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului politehnic Timişoara, tom I (15) fascicola 2, 1956.

[4] **Galaktionova, N. A.**, *Vodorod v metallih*, Moscova Metalurghizdat, 1959.

[5] **Cudro, O. şi Gitman, E.** *Elektroliticeskoe polucenie metalliceskih poroşkov*, Kiev, Ed. Academiei de ştiinţe a R.S.S. Ucrainene, 1952.

[6] **Samsonov, V. G. şi Plotkin, Ia. S.** *Proizvodstvo jeleznovo poroşka.* Moscova, Ed. de stat de ştiinţe tehnice, 1957.

[7] Ljungberg, I. Stahl und Eisen, *74*, nr. 5, 1954, p. 279—285.

[8] Högnäs *Iron Powder Handbook*, vol. I, Sweden, 1957.

[9] Herşcovici, P., Sachelarie, M. şi Manolache, V. *Cercetări pentru fabricarea pulberii de fier prin pulverizarea fontei lichide*. Cercetări metalurgice şi miniere, vol. 2, Bucureşti, 1960.

[10] Domşa A., Müller, G., Kovacs, St. şi Moldovan, V. *Asupra procesului de dezintegrare a unor materiale de plasticitate ridicată în moara cu vîrtej I.P.C.* În : Colecţia de lucrări ştiinţifice ale Institutului politehnic Cluj, vol. *3*, 1960.

[11] Domşa, A., Pálfalvi, A. *Cercetări în domeniul obţinerii pulberilor de fier tip FREM.* Studii şi cercetări de metalurgie, anul IV, nr. 1, Bucureşti, Ed. Academiei R.P.R., 1959.

[12] Domşa A., Müller, G., Nicolae, V., Moldovan, V., Colan, H. : *Contribuţii la problema elaborării pulberilor metalice.* În : Colecţia de lucrări ştiinţifice ale Institutului politehnic Cluj, vol. *1*, 1958.

[13] Domşa, A., Pàlfalvi, A. şi Botha, L. *Cercetări experimentale asupra caracteristicilor pulberilor provenite din oţel de rulmenţi.* În : Colecţia de lucrări ştiinţifice ale Institutului politehnic Cluj, vol. 2, 1959.

Gm 1272/62

LEFORDITVA

CZ 669.131.621 : 621.785

Studiul posibilităților de ameliorare a proprietăților mecanice ale fontelor cenușii normale prin tratamentul termic de îmbunătățire

Ing. CONSTANTIN WANYOREK
Institutul politehnic — Brașov

Metalurgia fontelor cenușii este, din unele puncte de vedere, mai dificilă chiar decît aceea a oțelului. Aceasta se datorește prezenței grafitului, care, prin cantitatea, forma, dimensiunile și modul lui de distribuție, care depind atît de procesul de elaborare-turnare, cît și — — în unele cazuri — de tratamentul termic aplicat, influențează puternic proprietățile fontei.

Fondul metalic al fontelor cenușii nealiate a fost asimilat deseori cu un oțel. Comportarea fontei la operațiile de tratament termic este totuși diferită de aceea a oțelului, prin intervenția sau absența proceselor de grafitizare sau de punere în soluție a grafitului și prin alierea destul de puternică a fondului metalic cu elementul siliciu, care intră în compoziția organică a tuturor fontelor cenușii nealiate. Aceste fonte au deci un fond de oțel aliat, caracterizat printr-un conținut mai mic sau mai mare de carbon combinat, putînd atinge concentrația perlitică și un conținut totdeauna ridicat de siliciu (1—2% și mai mult). Siliciul mărește călibilitatea, sensibilitatea la supraîncălzire, ridică temperatura de transformare A_{c1} la 760—790°C și deplasează concentrația de carbon eutectoidă spre valori mai mici (0,75—0,60% C). Siliciul favorizează grafitizarea la răcire și frînează redizolvarea grafitului la încălzire; deci fontele mai bogate în siliciu prezintă dificultăți la tratamentul termic, iar cele inițial perlitice sînt cel mai ușor de îmbunătățit.

S-au efectuat încercări pentru a determina proprietățile pieselor turnate din fontă cenușie normală, nemodificată, în stare brută de turnare și supuse tratamentului termic de îmbunătățire.

Ca aplicație practică s-a pus problema de a se îmbunătăți, prin tratamentul termic, duritatea și rezistența la tracțiune a unor piese de compresor de aer, turnate din fontă Fc24, care, întîmplător, nu au direct din turnare proprietăți pe deplin satisfăcătoare, adică cel puțin $\sigma_r = 24$ kgf/mm² și HB = 190—241.

În acest scop s-au efectuat unele încercări de tratament termic, aplicate la trei serii de epruvete, provenite din trei rețete de turnare diferite.

Pentru aplicația practică s-a urmărit stabilirea acelor condiții de lucru prin care se pot obține în mod constant proprietăți de utilizare cît mai bune la aceste piese.

Datele și rezultatele încercărilor sînt arătate în tabelele 1, 2 și 3.

În principiu s-au stabilit proprietățile fontei în starea brută de turnare și s-au comparat apoi cu proprietățile obținute după călirea-revenirea efectuată în condiții de temperatură și de durată de menținere variate metodic.

Barele de probă, avînd diametrul brut de 22 mm și lungimea de circa 450 mm, s-au turnat în forme uscate în poziție verticală prin izvorîre.

În starea brută de turnare s-au făcut următoarele determinări :

Duritatea Brinell, măsurată atît pe conturul barei (notat cu *P*), cît și în centrul secțiunii (notat cu *C*), cu scopul de a se determina atît sensibilitatea structurii și a proprietăților în funcție de viteza de răcire după turnare — mai mare la periferie (respectiv în secțiunile subțiri ale piesei) și mai mică în centrul barei (respectiv în secțiunile groase ale piesei) — cît și pentru a vedea influența tratamentului termic.

Rezistența la uzură a fontei depinde de structura mai mult sau mai puțin perlitică și de uniformitatea acestei structuri pe toată secțiunea. Acest aspect al problemei se poate cerceta indirect prin măsurarea durității la periferie și la centru, ceea ce nu suprimă însă necesitatea controlului metalografic al structurii.

Rezistenţa la tracţiune s-a determinat pe epruvete, avînd dimensiunile din figura 1.

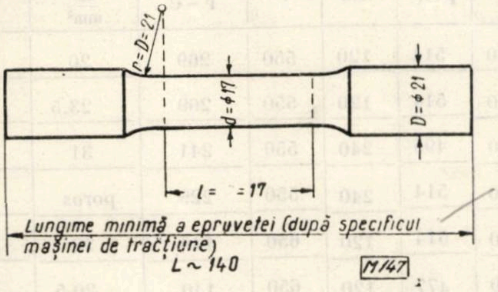

r=D=21
d=ϕ17
D=ϕ21
l= =17
Lungime minimă a epruvetei (după specificul maşinei de tracţiune)
L ~ 140
M/47
a

Fig. 1. Îmbunătăţirea prin tratament termic a fontelor cenuşii normale.

Încercarea de rupere prin încovoiere s-a făcut pe probe obişnuite.

Deşi la fonta cenuşie nu se obişnuieşte, s-au efectuat totuşi şi probe de rezilienţă, pentru a putea constata — indirect — influenţa pe care o are tratamentul termic aplicat asupra rezistenţei fontei, în condiţiile unor solicitări dinamice la şoc, vibraţii şi oboseală. Comportarea la aceste tipuri de solicitări este hotărîtoare pentru viaţa organelor de maşini care fac parte din agregatele care lucrează dinamic.

Prelucrarea epruvetelor de rezilienţă cu secţiune pătrată fiind anevoioasă, s-a adoptat secţiunea circulară fără crestătură, apreciind că în cazul fontelor aceasta nu este necesară, incluziunile de grafit constituind astfel de crestături dispersate în toată masa aliajului. Dimensiunile acestei epruvete sînt : 15 mm diametru şi 55 mm lungime ; valoarea rezilienţei k_{15} s-a calculat prin raportarea energiei de rupere la mărimea secţiunii rupte. Simplificarea formei epruvetei de rezilienţă a uşurat mult executarea încercărilor.

S-au făcut observaţii asupra macrostructurii, şi în cazurile cele mai interesante şi asupra microstructurii.

În măsura în care există diferenţe notabile ale compoziţiei fontelor, s-a stabilit şi influenţa acesteia, avînd la dispoziţie trei loturi diferite.

Pe epruvetele călite s-a determinat duritatea la periferie şi în centrul secţiunii.

Pe epruvetele revenite s-au stabilit de asemenea duritatea la centru şi la periferie, rezistenţa la tracţiune, rezilienţa, macro şi microstructura. Efectuarea unor probe de încovoiere nu a fost posibilă, din cauza lipsei de material.

În ceea ce priveşte încercările de tratament termic propriu-zis, pentru a efectua o lucrare cu posibilităţi de aplicare practică imediată, s-a ales o schemă de experimentare simplă şi uşor de transpus în condiţiile de lucru din uzină, adoptînd călirea în ulei, urmată de revenire cu răcirea în aer.

S-au luat drept termeni iniţiali temperatura de călire de 850°C, menţinerea timp de 20 min, urmată de revenirea de două ore la 550°C, călirea făcîndu-se în baie de ulei, iar răcirea după revenire în aer.

Variind temperaturile şi duratele între limite foarte largi, s-au observat sensibilitatea şi stabilitatea proprietăţilor obţinute în cazul unor abateri mari de la condiţiile tehnologice normale, ceea ce poate furniza, prin interpolare, o idee despre modul de variaţie a proprietăţilor în cuprinsul intervalului de variaţie al parametrilor tehnologici.

S-a stabilit următoarea schemă de experimentare pentru epruvetele tratate :

— pentru călire : temperatura (t) de 850 şi 1 000°C ; durata (τ) de 20 şi 80 min ;

— pentru revenire : temperatura de 550 şi 650°C ; durata de 120 şi 240 min.

În felul acesta se obţine efectul variaţiei temperaturilor şi al duratelor, fie de călire, fie de revenire, avînd posibilitatea de a intercala şi alte valori ale parametrilor, conform necesităţilor care se ivesc în timpul încercărilor.

În figura 2 este arătat modul de pregătire a epruvetelor.

S-au încercat trei serii de fonte eutectice şi hipoeutectice.

Rezultatele încercărilor de îmbunătăţire prin tratament termic a fontelor cenuşii normale eutectice (fonta nr. 1) sînt redate în tabela 1.

Fonta are compoziţia în % : $C = 3{,}75$, $Mn = 0{,}70$, $Si = 1{,}75$; $S = 0{,}096$, carbonul echivalent $C + \frac{Si}{3} = 4{,}33\%$. Gradul de saturaţie $S_c = 1{,}02$; după M. N. Kuniavski : $A_{c1} = 730 + 28\ Si - 25\ Mn = 751°C$.

În stare brută se observă sensibilitatea structurii de turnare şi a proprietăţilor faţă de viteza de răcire, duritatea la periferie fiind foarte constantă, de 248 HB, la centru în medie de 229 HB, prezentînd o diferenţă pe secţiune de circa 20 HB. Rezistenţa la tracţiune variază între 21 şi 30 kgf/mm², fiind în medie de circa 27 kgf/mm². Rezistenţa la încovoiere variază între 38,0 şi 49,3 kgf/mm². Rezilienţa are valori constante de circa 0,7 kgfm/cm².

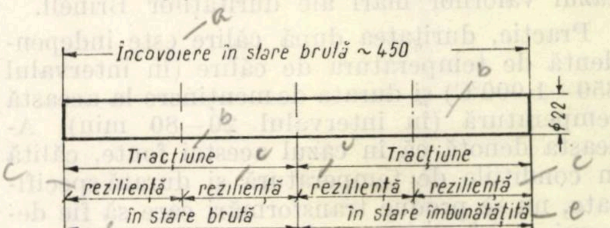


Fig. 2. Îmbunătăţirea prin tratament termic a fontelor cenuşii normale.

În stare călită, duritatea are valori cuprinse, de la bară la bară, între 477 şi 514 HB, fără să

Tabela 1

a Nr. crt.	b În stare brută de turnare						c Încălzirea pentru călire		d După călirea în ulei	e Încălzirea pentru revenire		f După revenirea cu răcire în aer		
	HB		σ_r $\frac{kgf}{mm^2}$ g	σ_{ri} $\frac{kgf}{mm^2}$	S mm	h K_{15} $\frac{kgfm}{cm^2}$	τ min	t °C	$\frac{HB}{P=C}$	τ min	t °C	$\frac{HB}{P=C}$	σ_r $\frac{kgf}{mm^2}$ g	K_{15} $\frac{kgfm}{cm^2}$ h
	P	C												
1	248	229	poros	44	4	0,7	20	850	514	120	550	269	20	0,8
2	241	223	26	31-poros	3	0,7	80	850	514	120	550	269	23,5	1
3	241	217	22,8	47,5	4	0,7	20	850	495	240	550	241	31	0,8
4	248	229	30	41,8	4	0,7	80	850	514	240	550	229	poros	0,8
5	248	223	poros	34,5-poros	3,5	0,7	20	850	514	120	650	140	22	3,1
6	248	229	21	38	4	0,7	80	850	477	120	650	140	20,5	3
7	248	229	poros	40,5	4	0,7	20	850	514	240	650	140	19,5	2,7
8	241	229	poros	54	4	0,7	80	850	495	240	650	140	21,5	2,5
9	241	224	27,8	47,5	3,5	0,7	20	1000	477	120	550	285	25,5	0,6
10	248	229	29	31-poros	3,5	0,7	80	1000	514	120	550	248	poros	0,8
11	248	223	28	42,5	4	0,7	20	1000	495	240	550	241	21	0,7
12	248	229	28,5	26-poros	3	0,7	80	1000	495	240	550	269	poros	1
13	248	229	poros	44,5	4	0,7	20	1000	514	120	650	140	23	2,8
14	248	223	30	43	4	0,8	80	1000	514	120	650	140	20,5	2,8
15	248	229	28	46	3,5	0,7	20	1000	514	240	650	140	23,5	2,8
16 •	248	229	25	49,3	4	0,7	80	1000	477	240	650	140	21,5	3,1

se poată constata pe una şi aceeaşi bară o diferenţă între duritatea la periferie şi cea din centrul secţiunii. Prin călire se obţine deci o omogenizare sensibilă a structurii şi proprietăţilor pe toată secţiunea barei. Diferenţa dintre valorile extreme ale cifrelor Brinell, de la bară la bară, care este în aparenţă mare, corespunde însă unei diferenţe foarte mici între diametrele amprentelor (de la 2,7 la 2,8 mm); este deci determinată de precizia relativ redusă cu care se citeşte cu lupa diametrul amprentei în cazul valorilor mari ale durităţilor Brinell.

Practic, duritatea după călire este independentă de temperatura de călire (în intervalul 850–1 000°C) şi durata de menţinere la această temperatură (în intervalul 20–80 min). Aceasta denotă că în cazul acestei fonte, călită în condiţiile de temperatură şi durată specificate, nu se produc transformări care să fie determinate de dizolvarea grafitului sau de precipitarea lui sau, chiar dacă se produc, ele nu sînt arătate prin variaţia cifrei de duritate. În această etapă procesul de călire pare puţin influenţat de variaţiile parametrilor, de temperatură şi durată şi poate fi considerat în mare măsură independent de aceştia.

În stare îmbunătăţită (după revenire), se constată că proprietăţile sînt puternic influenţate de variaţia parametrilor tehnologici ai procesului de revenire (temperatură şi durată de menţinere).

Se observă că prin revenire se păstrează uniformitatea proprietăţilor pe secţiune (realizată iniţial prin călire), fapt dovedit prin identitatea durităţilor măsurate la periferie şi în centrul barelor îmbunătăţite (călite şi revenite).

În condiţii egale de revenire, temperatura de călire şi durata de menţinere la temperatura de călire între limitele de experimentare ($t = 850 - 1\,000$°C, $\tau = 20 - 80$ min) nu au o influenţă însemnată asupra proprietăţilor obţinute după revenire. Există deci şi în această etapă o anumită insensibilitate a proprietăţilor obţinute prin îmbunătăţire, faţă de depăşirile de temperatură şi de durată la călirea fontei nr. 1.

Temperaturile de revenire au însă o influenţă mare.

La 550°C, în cazul unor menţineri de scurtă durată (două ore), se obţin durităţi ridicate, corespunzătoare unor structuri sorbitice, durităţi cuprinse între 248 şi 285 HB, în medie circa 269 HB; în cazul unor menţineri de mai lungă durată (patru ore), se obţin durităţi ceva mai mici, cuprinse între 229 şi 269 HB, în medie circa 249 HB.

Aplicarea unui tratament termic în aceste condiţii (revenire de patru ore la 550°C) este avantajoasă, datorită măririi omogene a durităţii pieselor prin structura sorbitică a fondului, care se obţine uniform în toată masa metalică, chiar dacă prin acest tratament nu se obţine un spor apreciabil al rezistenţei la tracţiune.

La temperaturi de revenire joase (de 550°C) se mai poate observa încă foarte bine influenţa duratei de menţinere şi constata influenţa favorabilă a duratelor mari. La temperaturi de revenire mai ridicate (de 650°C), influenţa temperaturii este copleşitoare, încît şterge complet orice influenţă a duratei de menţinere. Se constată că, indiferent de durată, la 650°C se obţine o duritate perfect uniformă şi constantă, de 140 unităţi Brinell, ceea ce indică o structură cu multă ferită. Prin revenire înaltă după călire (indiferent de condiţiile călirii), se produce deci o globulizare şi paralel cu aceasta şi o grafitizare a aliajului.

Rezistenţa la tracţiune a fontelor după revenire a variat între 19,5 şi 31 kgf/mm², iar duritatea — între 148 şi 285 HB.

În ce priveşte rezilienţa, valorile obţinute după revenire la temperatura de 550°C, nu prezintă o îmbunătăţire faţă de starea brut turnată. În schimb însă, prin revenirea la temperaturi mai înalte, la 650°C, rezilienţa sporeşte de la valori cuprinse între 0,7 şi 0,8 kgfm/cm², la valori cuprinse între 2,5 şi 3,1 kgfm/cm², ceea ce se datoreşte finisării şi omogenizării structurii prin călire şi globulizării prin revenire. Acest rezultat dovedeşte posibilitatea unei creşteri însemnate a rezilienţei pieselor turnate din fontă cenuşie normală.

În rezumat, pentru piesele turnate din fonta nr. 1, prin revenirea la o temperatură mai joasă (550°C), dar cu o durată de menţinere mai lungă (4 ore), se obţine o duritate corespunzătoare unei structuri sorbitice, prin care se măreşte duritatea, rezistenţa la rupere rămînînd aproximativ nemodificată faţă de starea brută de turnare. Prin revenire înaltă (650°C), independent de durată, creşte simţitor rezilienţa, deci rezistenţa la solicitări dinamice, şi scade în mică măsură rezistenţa la tracţiune, faţă de starea brută de turnare.

Întrucît rezultatele încercărilor arătate în tabela 1 nu au fost pe deplin satisfăcătoare faţă de condiţiile impuse pieselor, mai ales în ceea ce priveşte unele durităţi şi rezistenţe obţinute prin îmbunătăţire, la a doua serie de încercări, reprezentate în tabela 2, s-au micşorat temperaturile de revenire de la 550 şi 650°C la 500, respectiv 600°C.

Tabela 2

Nr. crt. a	b În stare brută de turnare						c Încălzirea pentru călire		d După călirea în ulei	e Încălzirea pentru revenire			f După revenirea cu răcire în aer			
	HB		σ_r g	σ_{ri}	S	K_{15} h	τ	t	HB	$\tau_1 = \tau_2$	t_1	t_2	HB		σ_r g	K_{15} h
	P	C	$\frac{kgf}{mm^2}$	$\frac{kgf}{mm^2}$	mm	$\frac{kgfm}{cm^2}$	min	°C	P=C	min	°C	°C	I	II	$\frac{kgf}{mm^2}$	$\frac{kgfm}{cm^2}$
1	269	241	30	37,5	5	0,5	20	850	444	120	500	550	285	229	25	0,7
2	262	241	28	46	5	0,7	80	850	444	120	500	550	285	229	27	0,7
3	255	229	poros	poros	poros	poros	20	850	444	240	500	550	293	212	poros	0,7
4	255	235	29	45	5	0,6	80	850	444	240	500	550	285	229	28	0,7
5	269	235	28	50,5	5	0,9	20	850	514	120	600	—	235	—	33	0,7
6	262	229	27	49	5	0,7	80	850	514	120	600	—	235	—	31	0,7
7	269	235	31	45	4,5	0,7	20	850	461	240	600	—	201	—	27	0,6
8	269	241	29,5	49	5	0,7	80	850	514	240	600	—	207	—	27	0,6
9	269	241	31	50,5	5	0,7	20	1000	444	120	500	550	311	229	33	0,6
10	269	241	30	45	5	0,7	80	1000	461	120	500	550	321	248	31	0,6
11	255	235	27	48	5	0,6	20	1000	444	240	500	550	302	229	32,5	0,7
12	269	235	poros	36	4	0,7	80	1000	401	240	500	550	302	212	30	0,7
13	255	229	poros	42	4,5	1	20	1000	444	120	600	—	229	—	29	0,7
14	255	235	27,5	39	4	0,7	80	1000	415	120	600	—	229	—	26	0,7
15	262	229	27,5	47,5	4,5	0,7	20	1000	415	240	600	—	187	—	poros	0,7
16	255	235	poros	poros	—	poros	80	1000	415	240	600	—	187	—	poros	poros

* Epruvetele au fost strungite cu $l=50$ în loc de 17 mm.

Fonta încercată este hipoeutectică, avînd compoziția, în %: $C = 3{,}50$, $Mn = 0{,}59$, $Si = 1{,}70$, $P = 0{,}238$, $S = 0{,}110$, suma $C + \frac{Si}{3} = 4{,}07\%$, gradul de saturație $S_c = 0{,}958$, $A_{c1} = 763°C$.

În stare brută de turnare, fonta nr. 2 are un conținut echivalent de carbon (4,07%), mai mic decît fonta nr. 1 (4,33%); gradul lor de saturație variază în același sens, deci fonta nr. 2 este mai casantă, ceea ce se reflectă în duritatea medie, la centru, egală cu 235 HB și în rezistența ei medie la rupere, egală cu 28 kgf/mm², mai mari decît ale fontei nr. 1. Reziliența medie a fontei nr. 2, egală cu 0,65 kgfm/cm², este ceva mai mică decît reziliența fontei nr. 1, egală cu 0,7 kgfm/cm². Neuniformitatea durității între periferie și centru este mai mare la fonta nr. 2 (circa 30 HB în loc de 20 la fonta nr. 1).

În stare călită, nu se poate descifra o dependență categorică a durității de temperatura de călire (850 – 1 000°C) și nici de durata de menținere (20 – 80 min).

În stare îmbunătățită (după revenire), clasificarea rezultatelor este mai complicată decît în cazul fontei nr. 1, prin apariția unei influențe a condițiilor de călire.

Pentru a se putea izola influența condițiilor de călire de influența condițiilor de revenire, influențe care se suprapun în efectul global care se constată după îmbunătățire, s-a analizat modul cum variază proprietățile după îmbunătățire: a) în condiții de revenire egale, condițiile de călire fiind variabile, și b) în condiții de călire egale, condițiile de revenire fiind variabile.

Procedînd astfel, se constată unele fenomene arătate în continuare.

Durata de menținere la temperatura de călire între 20 și 80 min nu influențează cu nimic proprietățile mecanice.

Călirea de la 850°C duce la obținerea de durități mari (285 – 293 HB) după revenirea la 500°C și durități mai mici (201 – 235 HB) după revenirea la 600°C. Comportarea fondului metalic este ca la un oțel.

Călirea de la 1 000°C duce la obținerea unor durități foarte mari (302 – 321 HB) după revenirea la 500°C și durități mici (187 – 229 HB) după revenirea la 600°C.

Ambele efecte ale călirii de la 1 000°C se datoresc omogenizării și creșterii conținutului de carbon al austenitei, prin dizolvarea carburilor și a unei mici părți din grafit. Prin acestea, cresc gradul de saturație, stabilitatea și capacitatea austenitei de a fi subrăcită, deci și intensitatea călirii.

Creșterea intensității călirii determină o duritate mare la temperaturi de revenire joase (500°C) prin sorbitizare – comportare tipică pentru oțel – și o duritate mică la revenirea mai înaltă (600°C) prin favorizarea grafitizării – comportare tipică pentru fontă.

Rezultă că și în acest caz are loc și o grafitizare și nu numai o înmuiere normală prin revenire a fondului metalic, din faptul că, în condiții de revenire egale (temperatură 600°C și durată 240 min), duritățile obținute sînt diferite, în funcție de nivelul temperaturii de călire: mai mică (187 HB) la călirea de la 1 000°C decît la călirea de la 850°C (207 HB). Durata de menținere la temperatura de călire (între 20 și 80 min) nu are o acțiune specifică asupra proprietăților măsurate după revenire.

La temperatura de revenire de 500°C durata de revenire influențează puțin după călirea de la 1 000°C și de loc după călirea de la 850°C. La temperaturi de revenire mai înalte (600°C), durata de revenire influențează mult după călirea de la 850°C și mai mult după călirea la 1 000°C.

Prin călirea de la temperaturi înalte (1 000°C) se intensifică călirea, care favorizează grafitizarea ulterioară la temperaturi de revenire înalte (600°C), asociate cu durate de menținere pentru revenire lungi (4 ore).

Pentru a corecta duritățile mari obținute după revenire la 500°C, s-a repetat operația la 550°C, folosind, din lipsă de material, aceleași epruvete, revenite anterior la 500°C și respectînd aceleași durate de menținere. Duritățile au scăzut la valori foarte convenabile (212 – 229 HB după 4 ore, 229 – 248 HB după 2 ore de revenire), indiferent de condițiile de călire.

Se menționează că efectul a două reveniri repetate (la 500 și la 550°C) este mai mare decît al uneia singure.

Condițiile optime la tratament termic aplicate pieselor de compresor turnate din fonta nr. 2 sînt: călirea de la 1000°C, revenirea la 550°C în ambele cazuri, indiferent de duratele de menținere. Prin acest tratament se obțin o duritate cuprinsă între 212 și 248 HB și un spor oarecare al rezistenței la rupere, care variază între 31 și 33 kgf/mm².

Revenirea la 600°C, prelungită la patru ore și mai ales aplicată după călirea de la 1 000°C, determină o scădere a durității, care în afară de globulizarea perlitei se datorește unui început de grafitizare-feritizare a masei de bază – proces tipic pentru fontă.

Din încercările redate în tabelele 1 și 2 nu s-a putut degaja, în măsura așteptată de noi, influența duratei de menținere la temperatura de călire. De aceea, s-au efectuat o serie de încercări (tabela 3) în care s-a prelungit această durată pînă la patru ore. De asemenea, din analiza tabelelor 1 și 2 a rezultat utilitatea experimentării a trei temperaturi de revenire: 550, 600 și 650°C, care par a încadra mai bine intervalul optim de revenire și permit o analiză mai amănunțită a proceselor care au loc în acest interval.

A treia serie de fonte (fonta nr. 3), hipoeutectică, a avut compoziţia (%) : C = 3,45, Mn = = 0,45, Si = 1,49, P = 0,280, S = 0,12. Suma $C + \frac{Si}{3} = 3,95$. Gradul de saturaţie $S_c = 0,92$. Fonta aceasta are gradul de saturaţie cel mai mic dintre cele trei calităţi de fonte încercate. $A_{c1} = 760°C$ (tabela 3).

(235 HB), diferenţa fiind de circa 28 unităţi Brinell. Faţă de celelalte fonte, rezistenţa la tracţiune este mai mare, în jurul a 30 kgf/mm², rezistenţa la încovoiere este de 45 kgf/mm², iar săgeata de circa 4,5 mm (la 300 mm deschidere). Rezilienţa, de circa 0,5 kgfm/cm², este mai mică, fonta nr. 3 fiind mai casantă decît fontele nr. 1 şi 2.

a b c d e f

Tabela 3

Nr. crt.	În stare brută de turnare						Încălzirea pentru călire		După călirea în ulei	Încălzirea pentru revenire		După revenirea cu răcire în aer		
	HB		σ_r g	σ_{ri}	S	K_5 h	τ	t	HB	τ	t	HB	σ_r g	K_{15} h
	P	C	$\frac{kgf}{mm^2}$	$\frac{kgf}{mm^2}$	mm	$\frac{kgfm}{cm^2}$	min	°C	P = C	min	°C	P = C	$\frac{kgf}{mm^2}$	$\frac{kgfm}{cm^2}$
1	255	241	28	50	4,5	0,5	20	850	514	240	550	262	27	0,6
2	269	229	30,5	52	5	0,6	20	850	555	120	550	285	29	0,6
3	255	235	28	40	4,5	poros	20	850	477	120	600	269	33	0,8
4	262	235	25	43	5	0,6	20	850	444	240	600	179	23	3,6
5	255	235	28,5	55	5	0,6	20	850	477	120	650	217	30	0,7
6	269	241	31	37	4,5	0,6	20	850	477	240	650	179	26	2,8
7	269	235	31	36	4	0,6	240	850	477	240	550	269	34	0,8
8	262	229	33	55	5	0,6	240	850	444	120	550	285	37	0,8
9	255	229	28	36	4	0,4	240	850	444	120	600	269	34	0,7
10	255	235	poros	43	5 5	0,5	240	850	444	240	600	163	22	2,5
11	255	235	33	43	5	0,6	240	850	444	120	650	212	28	0,7
12	269	241	28	56	5	0,6	240	850	477	240	650	179	23	2,6
13	262	241	32,5	49	4	0,5	20	1000	415	240	550	269	27	0,5
14	255	241	27	49	3,5	0,5	20	1000	500	120	550	302	26,5	0,5
15	262	235	25	36	4	0,6	20	1000	444	120	600	269	29	0,6
16	269	229	29	57,5	4,5	0,5	20	1000	514	240	600	187	21,5	2,7
17	269	235	31	50	5	0,6	20	1000	555	120	650	229	28	0,5
18	262	235	29	45	4,5	0,5	20	1000	388	240	650	187	23	0,5
19	269	229	27	43	4,5	0,7	240	1000	444	240	550	269	25	0,6
20	255	229	30	50	5	0,7	240	1000	477	120	550	302	25,5	0,6
21	255	229	28,5	39	4	poros	240	1000	477	120	600	262	27	0,5
22	269	241	29,5	40	4	0,6	240	1000	477	240	600	187	23	2,5
23	248	229	27	45	4,5	0,4	240	1000	444	120	650	207	27	0,8
24	269	241	30	49	4	0,6	240	1000	444	240	650	179	22	2,5

În starea brută de turnare, fonta nr. 3 are un grad de saturaţie mai mic, este deci superioară calitativ fontelor nr. 1 şi 2. Fiind însă o fontă cenuşie obişnuită, nemodificată, se observă totuşi o dependenţă a proprietăţilor de viteza de răcire, deci şi de grosimea pereţilor, exprimată prin diferenţa dintre duritatea periferică (262 HB) şi cea din centrul epruvetei

În stare călită: după călire nu se observă nici o influenţă a temperaturii şi nici a duratei de încălzire, nici chiar a celei prelungite de patru ore.

În stare îmbunătăţită. Călirea la 850°C, cu o menţinere de 20, respectiv 240 min : în condiţii de revenire egale, variaţia duratei de menţinere la temperatura de călire nu are o influenţă marcantă asupra durității măsurate după revenire și nici asupra rezilienței. Menținerea prelungită de patru ore la temperatura de călire are în schimb ca urmare o creștere cu pînă la 20% a rezistenței la rupere, față de valoarea ei după menținerea timp de numai 20 min, ceea ce se explică prin creșterea concentrației de carbon în austenită, prin dizolvarea parțială a grafitului și omogenizarea și stabilizarea austenitei datorită duratei foarte mari a menținerii la temperatura de călire.

Călirea la 1 000°C, cu menținerea de 20 min, respectiv de 240 min : după revenire în condiții egale se obțin durități puțin crescute (cu 10—15 HB) față de cele obținute prin călirea la 850°C. Efectul se datorește omogenizării austenitei și dizolvării unei mici părți de grafit în austenită. Rezistențele și reziliențele sînt mai mici decît cele obținute după călirea la 850°C, din cauza supraîncălzirii, care face structura mai grosolană, fapt verificat la examenul microstructural.

Revenirea la 550°C duce la obținerea durității ridicate, indiferent de temperatura de călire. După călirea la 850°C (20 min) și la 1 000°C (20 min) rezistența și reziliența rămîn nemodificate față de starea brută. După călirea de la 850°C (240 min) sînt ameliorate : rezistența cu 10%, reziliența cu 30% ; aceste proprietăți, după călirea la 1 000°C, 240 min, se înrăutățesc sau se păstrează față de starea brută. Se observă și aici efectul supraîncălzirii care face structura mai grosolană. Durata de revenire la 550°C nu are o influență mare decît după călirea intensă de la 1 000°C ; rezultă durități mai mici după duratele de revenire lungi (4 ore) ; intensitatea călirii favorizează grafitizarea-feritizarea.

Revenirea la 600°C : influența duratei de revenire este însemnată, indiferent de condițiile călirii. Se obțin durități de 268 HB după două ore și de circa 163—187 HB după patru ore de revenire. Rezistența la rupere este sporită cu 20% după două ore și păstrată sau puțin scăzută după patru ore de revenire (grafitizare). Reziliența crește de 4—5 ori după patru ore de revenire (efect de globulizare-feritizare).

Revenirea la 650°C dă durități la limita inferioară : bune (circa 212 HB) după revenirea scurtă de două ore, prea mici (circa 179 HB) după patru ore de revenire. La fel se comportă și rezistențele la tracțiune (28, respectiv 23 kgf/mm²). Reziliențele sînt mult ameliorate (de 4—5 ori) după revenirea de patru ore.

În linie generală, intensificarea călirii prin temperatura de călire ridicată și prin durata de menținere pentru călire prelungită favorizează creșterea durității și rezistenței la reveniri joase de durată scurtă sau lungă și la reveniri medii de durată scurtă ; de asemenea, ușurează grafitizarea-feritizarea la reveniri medii de durată lungă și la reveniri înalte de durată scurtă sau lungă. Revenirea la temperatură înaltă și durată mare menține sau scade rezistența și mărește mult reziliența. Supraîncălzirea prin mărirea temperaturii și duratei de menținere face structura mai grosolană și scade proprietățile mecanice, dintre care numai reziliența poate fi ameliorată mult prin globulizare-feritizare.

Rezultă că, în stadiul de îmbunătățire, condițiile de călire (temperatura și durata) își manifestă influența asupra proprietăților fontei nr. 3 ; pentru această fontă se recomandă temperaturile de călire mai joase (850°C), durată de încălzire scurtă (20 min) și o revenire la 600°C, a cărei durată se fixează la două ore, în cazul cînd se urmărește o creștere a rezistenței la rupere și a durității, respectiv la patru ore, în cazul cînd trebuie să se realizeze o creștere a rezilienței (acceptîndu-se în același timp o eventuală micșorare a durității și rezistenței la rupere).

Din datele prezentate mai sus rezultă următoarele concluzii :

Cu micșorarea gradului de saturație crește sensibilitatea fontelor la variația vitezei la răcire.

Duritatea după călire, de circa 444 HB, este practic independentă de temperatură și durata (chiar prelungită) de menținere la temperatura de călire.

Influența și importanța călirii constau în uniformizarea structurii și deci a proprietăților aliajului pe toată secțiunea piesei, în nivelarea diferențelor dintre periferie și centru, efect care se conservă și după operația de revenire.

Durate mai mari de menținere (de patru ore) la temperatura normală de călire de 850°C, duc la creșterea rezistenței la tracțiune (cu 10—20%) și a rezilienței (cu 25%) față de valorile obținute în aceleași condiții de revenire, dar după o menținere mai scurtă (20 min). Pe măsură ce crește temperatura de revenire, durata de menținere la temperatura de călire își pierde din influență, aceasta fiind acoperită de efectul, mai puternic, al temperaturii de revenire.

La călire la temperatura de 1 000°C, durata de menținere pentru călire nu mai are o influență vizibilă, efectul temperaturii de călire fiind dominant.

Într-o anumită măsură, încălzirea pentru călire la temperaturi înalte (1 000°C) determină o oarecare solubilizare a grafitului în austenită și omogenizarea perfectă a acesteia, ceea ce îi mărește stabilitatea și capacitatea de a fi subrăcită, fapt care, la temperaturi joase de revenire (550°C), se manifestă prin r-o duritate ușor mărită (față de călirea de la 850°C), iar la temperaturi de revenire mai mari (600—650°C), favorizează grafitizarea și deci înmuierea fontei (față de probele călite la 850°C).

Influența condițiilor tehnologice ale revenirii asupra proprietăților mecanice este foarte puternică.

La temperaturi de revenire joase (500-550°C), în condiții de călire egale, caracterul transformărilor este asemănător cu revenirea la oțeluri. Durata revenirii influențează puțin după o călire normală (850°C) și ceva mai puternic după o călire intensă (1 000°C).

La temperaturi de revenire ridicate (650°C) și în condiții de călire egale, influența temperaturii de revenire devine foarte mare față de influența duratei de revenire și determină globulizarea și feritizarea, însoțită, pe de o parte, de scăderea rezistenței și a durității și, pe de altă parte, de creșterea rezilienței la valori multiple (de 4—5 ori) față de reziliența din starea brută de turnare.

La temperaturi de revenire medii (550-600°C), influența este mixtă, durata operației de revenire influențînd simțitor procesul; duratele mici (două ore) măresc duritatea și rezistențele și micșorează reziliența, iar duratele de revenire mari (patru ore) conduc la durități și rezistențe mai mici, reziliențe relativ foarte mari.

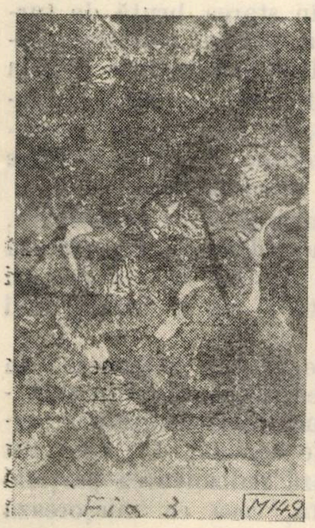


Fig. 3. Lotul 3. Fonta în starea brută de turnare. 500 x
Grafit lamelar, local cuiburi de grafit eutectic, pe fond de perlită lamelară; eutectic fosforos; HB = 240.

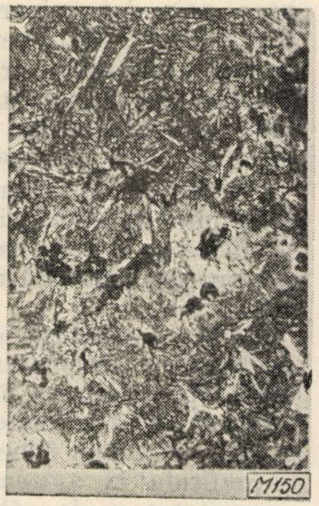


Fig. 4. Lotul 3. Fonta în stare călită; martensită și troostită; eutectic fosforos; HB = 444; 500 x.

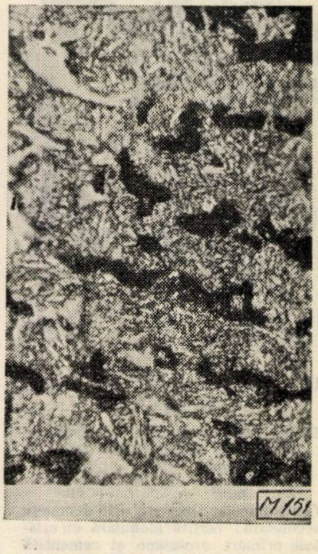


Fig. 5. Lotul 3. Epruveta nr. 3.
Călire: 20 min la 850°C; revenire: 120 min la 600°C; HB = 269

$\sigma_r = 33 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 0.8 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit orientat (eutectic); sorbită perlitică.

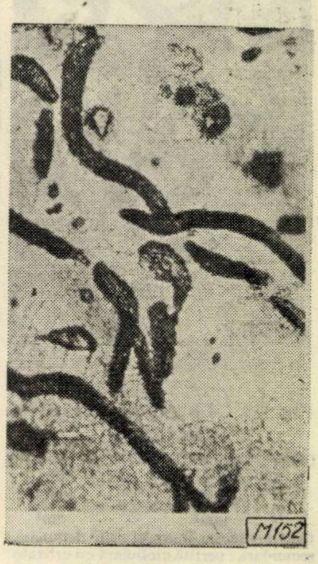


Fig. 6. Lotul 3. Epruveta nr. 4:
Călire: 20 min la 850°C; revenire: 240 min la 600°C; HB = 179;

$\sigma_r = 23 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 3.6 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit lamelar ușor îngroșat prin depunere secundară; perlită globulară.

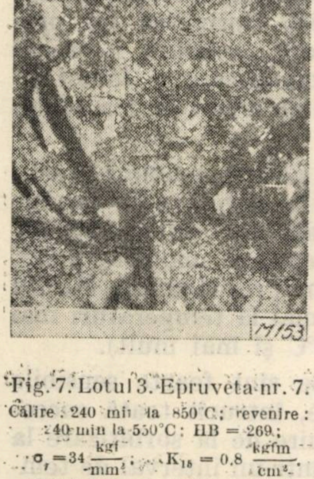


Fig. 7. Lotul 3. Epruveta nr. 7.
Călire: 240 min la 850°C; revenire: 240 min la 550°C; HB = 269;

$\sigma_r = 34 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 0.8 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit lamelar; sorbită-perlitică.

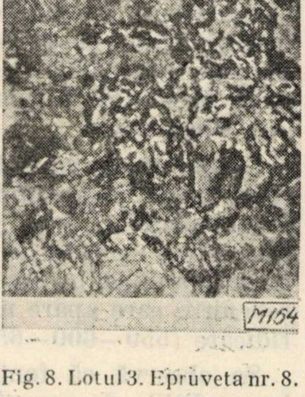


Fig. 8. Lotul 3. Epruveta nr. 8.
Călire: 40 min la 850°C: revenire: 1[illegible] min la 55[illegible] C; HB = 285;

$\sigma_r = [illegible]7 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 0.8 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit eutectic; sorbită.

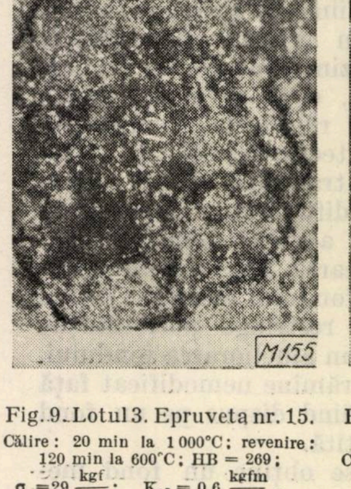


Fig. 9. Lotul 3. Epruveta nr. 15.
Călire: 20 min la 1 000°C; revenire: 120 min la 600°C; HB = 269;

$\sigma_r = 29 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 0,6 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit lamelar și eutectic; sorbită perlitică.

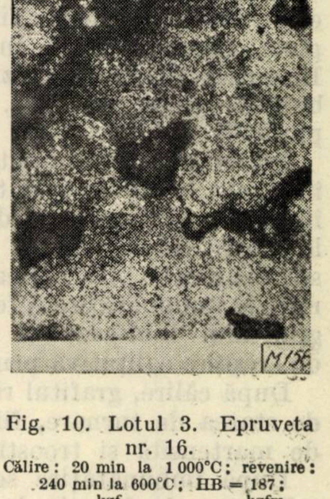


Fig. 10. Lotul 3. Epruveta nr. 16.
Călire: 20 min la 1 000°C; revenire: 240 min la 600°C; HB = 187;

$\sigma_r = 21,5 \frac{kgf}{mm^2}$; $K_{15} = 2,7 \frac{kgfm}{cm^2}$.

Grafit eutectic, îngroșat prin depunere secundară; perlită globulară cu cristale primare fine și cementită fină.

În stare brută de turnare, casura are culoarea cenuşie deschisă, prezentînd o inegalitate structurală vizibilă între periferie şi centru, fiind mai fină la periferie, ceva mai grosolană şi mai rară la centru.

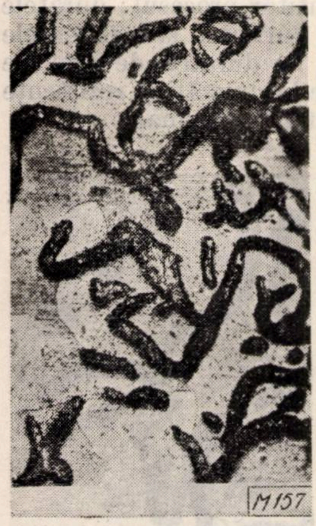


Fig. 11. Lotul 3. Epruveta nr. 23.

Călire : 240 min la 1 000°C ; revenire : 120 min la 650°C ; HB = 207 ; $\sigma_r = 27 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$; $K_{:5} = 0{,}8 \frac{\text{kgfm}}{\text{cm}^2}$. Grafit eutectic, îngroşat prin depunere secundară ; perlită globulară cu cristale primare grosolane şi cementită fină.

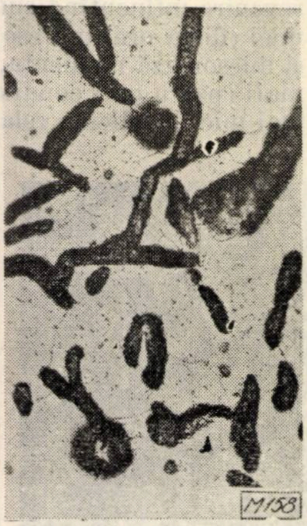


Fig. 12. Lotul 3. Epruveta nr. 24.

Călire : 240 min la 1 000°C ; revenire : 240 min la 650°C ; HB = 179 ; $\sigma_r = 22 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$; $K_{:5} = 2{,}5 \frac{\text{kgfm}}{\text{cm}^2}$. Grafit lamelar, îngroşat prin depunere secundară ; perlită globulară cu cristale primare grosolane şi cementită mai puţin fină ca în fig. 11.

În stare călită, casura se prezintă omogenizată.

După îmbunătăţire, casura prezintă o culoare mai închisă, mai accentuată la epruvetele care au o duritate mai mică şi rezilienţă mare, ca urmare a grafitizării-feritizării suferite.

Microstructura fontei nr. 3 turnată în epruvetă, în stare brută de turnare, prezintă un fond de perlită lamelară fină. Parţial, grafitul este lamelar, lamelele fiind de grosime şi lungime neuniforme şi în general neorientate. Restul grafitului se prezintă sub forma de cuiburi de grafit eutectic, ceea ce se datoreşte probabil şi vitezei de răcire la solidificare.

Prezenţa grafitului eutectic explică, cel puţin în parte, rezistenţa la tracţiune relativ mică, în starea de turnare, şi dificultatea întîmpinată la încercările făcute de a ridica sensibil această rezistenţă prin aplicarea tratamentului termic de îmbunătăţire a fondului metalic : forma grafitului limitează şi restrînge posibilităţile de creştere calitativă prin ameliorarea fondului.

După călire, grafitul rămîne nemodificat faţă de starea de turnare, fiind dispus pe un fond de martensită şi troostită.

După îmbunătăţire se obţine un fond metalic care, în funcţie de creşterea temperaturii şi a duratei de revenire, evoluează de la sorbită pînă la perlită globulară şi chiar pînă la ferită.

Grafitul poate suferi îngroşări şi rotunjiri la terminaţiile lamelelor, prin depunerea secundară a carbonului, rezultat din descompunerea cementitei, ca urmare a revenirilor prelungi sau la temperaturi ridicate.

Influenţa compoziţiei chimice, caracterizată prin gradul de saturaţie $S_c = \frac{C}{4{,}33 - \frac{Si}{3}}$ sau prin carbonul echivalent $C_e = C + \frac{Si}{3}$, împreună cu viteza de răcire a piesei, este hotărîtoare pentru proprietăţile mecanice în starea brută de turnare, prin determinarea naturii fondului metalic : feritic, ferito-perlitic sau perlitic şi prin fixarea caracterului grafitului, ale cărui caracteristici, odată stabilite, nu mai pot fi modificate prin tratamentul termic de îmbunătăţire ulterior, decît în prea mică măsură.

Dacă gradul de saturaţie al fontei este mare, conţinutul de siliciu fiind ridicat, se favorizează grafitizarea la revenire (are loc la temperaturi de revenire mai scăzute şi după durate mai mici).

Conţinutul ridicat de carbon acţionează în acelaşi sens. Precipitarea carbonului din austenită este favorizată bineînţeles de grafitul preexistent (deci în fontele cenuşii). Un conţinut ridicat de siliciu frînează redizolvarea parţială a grafitului în austenită, ceea ce micşorează capacitatea ei de călire.

De aceea, în cazul fontelor saturate se obţine prin tratament termic mai uşor o rezilienţă mărită, prin globulizare-feritizare, deci o rezistenţă mărită la şoc, vibraţii şi oboseală, iar cu fonte cu saturaţie mică se obţin mai uşor valori ridicate de duritate şi de rezistenţă la rupere.

Dat fiind rezistenţa şi rezilienţa slabă în starea brută de turnare, cît şi împiedicarea creşterii substanţiale a rezistenţei prin tratamentul termic de îmbunătăţire, ambele determinate de prezenţa grafitului eutectic, se recomandă să se împiedice formarea lui prin măsuri luate la elaborare, aplicînd în toate cazurile procedeul de modificare a fontei lichide în oala de turnare cu adaos de ferosiliciu sau silico-calciu.

La fontele cu grad de saturaţie ridicat (1,02), toate fazele procesului de revenire se produc la temperaturi mai joase (500—550—600°C). La fontele cu grad de saturaţie mai mic (0,92), structura de călire este mai rezistentă la efectul revenirii, care apare numai la temperaturi mai ridicate (550—600—650°C şi mai mult).

Se observă că fontele sînt foarte sensibile la condiţiile de revenire, întrucît toată succesiunea de stări de revenire de la sorbitizare la feritizare este parcursă într-un interval de temperatură restrîns, de numai 150°C, a cărui poziţie pe scara temperaturilor se schimbă cu compoziția fontelor, așa că, în anumite condiții fixe de temperatură și durată de revenire, rezultatul poate fi foarte diferit, în funcție de compoziția fontei, putînd evolua fie spre duritate și rezistență la rupere ridicate, reziliență normală (normală pentru fonte), fie spre duritate și rezistență la rupere scăzute și reziliență, adică rezistența la șoc, vibrații și oboseală, într-un cuvînt rezistența la solicitări dinamice, mult sporită sau cu rezultate intermediare, care nu sînt cele mai dorite din cauza caracterului lor labil.

Pentru practica industrială sînt de preferat tratamentele termice care se execută la temperaturi normale, cu durate de menținere la temperaturi mici sau relativ mici, pentru că sînt cele mai economice și mai productive. Se acceptă scurtarea duratelor pe seama ridicării moderate a temperaturilor de tratament, prin care se accelerează omogenizarea austenitei.

În lumina acestor observații generale și ținînd seamă și de concluziile trase din încercările făcute, pentru piese din fontă cu fondul inițial perlitic, se pare că este indicată o mică sporire a temperaturii de călire de la 860 la 880–900°C, cu menținere scurtă de 20–30 min, urmată imediat de o revenire la 550–600°C, timp de două ore (pentru piesele cu grosimea medie de 18–20 mm).

Pentru obținerea rezilienței mărite și deci a unei rezistențe la șoc, vibrații și oboseală mărite, călirea la temperaturi înalte (1 000°C) cu durata de menținere la temperatură mică (20 min) și revenirea lungă de patru ore, la 600–650°C, pare a fi calea cea mai sigură pentru obținerea acestui rezultat în cazul fontelor de tipul fontei nr. 3 cu grad de saturație mai mare.

Variația durității după revenire este un indiciu al treptei de transformare atinsă de fonta îmbunătățită, dar nu și singurul. Controlul metalografic este necesar.

Dată fiind variația proprietăților fontelor cu compoziția și regimul de revenire, se recomandă ca revenirea să se facă cu prudență, eventual pe loturi de piese turnate cu aceeași rețetă, pentru a se evita eșecuri, care nu sînt excluse în cazul tratării la un loc a pieselor turnate din fonte cu compoziții foarte diferite sau necunoscute. Tratarea termică industrială a întregului lot poate fi precedată de probe de tratament termic, efectuate în laborator. Aceasta ar fi una dintre sarcinile laboratorului tehnologic al sectorului cald.

În concluzie s-a arătat că, printr-un tratament termic adecvat, chiar fontele cenușii normale, nemodificate, pot suferi fie unele îmbunătățiri ale proprietăților mecanice de rezistență la rupere și ale durității, fie o creștere relativ însemnată a rezilienței.

Se întrevede calea de a se folosi fonta rezilientă (cu cementita globulizată și parțial feritizată) pentru turnarea unor piese care se execută în prezent din oțel moale, capacitatea de amortizare a vibrațiilor fontei cu grafit lamelar și insensibilitatea ei la efectul de crestături adăugîndu-se la reziliența sporită prin tratament termic. Creșterea rezilienței înseamnă creșterea rezistenței la șoc, vibrații și oboseală, deci implicit creșterea duratei de exploatare a piesei respective, paralel cu sporirea siguranței de exploatare.

CZ 621.983.3 : 621.975

Ambutisarea fundurilor cu pereți subțiri la presele hidraulice de forjare*

Ing. GAMALIEL MIHEȚ
Uzina „Wilhelm Pieck” – Brăila

La fabricarea recipientelor pentru industria chimică, se utilizează o mare diversitate de funduri atît în ceea ce privește diametrul cît și grosimea peretelui.

Fabricarea fundurilor cu pereți subțiri, din cauza lipsei utilajelor speciale, pune probleme dificile de ordin tehnologic și de execuție. Cele mai frecvente defecte la această categorie de funduri, în cazul execuției lor cu utilaje improvizate, sînt cele de formă (cute, ondulații etc.). Pentru obținerea unor funduri de bună calitate, este necesar, în primul rînd, să se stabilească din ce categorie fac parte aceste funduri – „subțiri” sau „groase” – acest lucru fiind hotărîtor pentru stabilirea tehnologiei și alegerea tipului matriței.

Se consideră funduri „subțiri” fundurile pentru care se verifică inegalitatea :

$$\frac{100\, g_s}{D_s} \leqslant 1{,}21,$$

unde :

D_s este diametrul semifabricatului, mm ;
g_s — grosimea semifabricatului, mm.

În timp ce pentru executarea fundurilor cu pereți groși pot fi utilizate presele hidraulice de forjare, tehnologia lor de fabricaţie fiind asimilată la cîteva uzine din ţară, pentru fabricaţia fundurilor cu pereţi subţiri se utilizează prese hidraulice speciale, cu dublă acţiune, care permit diferenţierea mişcării poansonului de ambutisare faţă de aceea a dispozitivului de presare.

---

* La efectuarea experiențelor a luat parte și tovarășul Florin Pușcașu.

La Uzinele ,,Wilhelm Pieck"-Brăila, în anul 1960, pentru construirea unor aparate chimice şi a unor rezervoare de clor lichid, s-a pus problema execuţiei mai multor dimensiuni de funduri subţiri.

În acest scop a fost studiată posibilitatea realizării acestor funduri prin ambutisare la presa hidraulică de 2 500 t.

Avînd în vedere situaţia concretă a locului de muncă la presa de 2 500 t, cît şi a cuptoarelor de încălzire şi a mijloacelor de ridicare şi transport cu care este dotat atelierul forjă grea, a fost concepută şi experimentată o matriţă deschisă de construcţie simplă. Condiţia principală care s-a pus la alegerea variantei a fost de ordin economic, deoarece seria de fabricaţie era mică.

Pentru obţinerea unor piese de bună calitate, care să corespundă condiţiilor tehnice, a fost necesar ca la elaborarea tehnologiei să se ţină seamă de principalii factori tehnologici care influenţează asupra desfăşurării procesului de ambutisare.

În timpul experimentării au fost studiate şi stabilite valorile optime pentru următorii factori tehnologici:

— dimensiuni şi condiţii tehnice pentru semifabricat;

— regimul de încălzire şi intervalul temperaturilor de ambutisare;

— construcţia matriţei — parametrii de bază;

— ungerea matriţei.

Mai jos se descrie influenţa fiecăruia din aceşti factori şi se dau concluziile la care s-a ajuns în urma studiului făcut în timpul experimentării şi executării acestor funduri.

Dimensiuni şi condiţii tehnice pentru semifabricat. Diametrul semifabricatului necesar pentru ambutisare se determină din egalitatea suprafeţelor sau a volumelor fundului gata ambutisat, prevăzînd adaosurile necesare pentru prelucrările ulterioare, cu un plus de 2% în volum.

Se poate alege ca adaos total un plus de 4—5% din diametrul D_s al fundului desfăşurat, stabilit în baza egalităţii suprafeţelor.

Fundurile pot fi confecţionate dintr-un semifabricat tăiat dintr-o singură tablă sau din două table sudate cap la cap; în ultimul caz, cordonul de sudură trebuie să treacă prin centrul fundului sau pe o coardă situată la o distanţă de la centru de maximum $D/6$, unde D este diametrul fundului gata.

Pentru obţinerea unor funduri de calitate, este necesar ca suprafaţa semifabricatului să fie curată. Pentru evitarea uzurii premature a matriţei, cît şi pentru obţinerea fundurilor cu o suprafaţă netedă, este necesar ca zgura şi stropii rezultaţi în urma debitării semifabricatului cu flacără oxiacetilenică să fie îndepărtaţi cu grijă.

Cordonul de sudură, în cazul semifabricatelor compuse, trebuie să fie polizat la suprafaţa tablei pe partea interioară a fundului, pentru obţinerea unei aşezări perfecte a tablei pe poanson. Pe partea exterioară este necesară o polizare numai pe porţiunile de aşezare în matriţă.

Regimul de încălzire şi intervalul temperaturilor de ambutisare. Încălzirea semifabricatelor s-a făcut pe un cuptor cu vatră mobilă, acţionată mecanic, amplasat în imediata apropiere a presei, pentru ca distanţa de transport să fie minimă. Pentru evitarea deformării semifabricatelor şi pentru realizarea unei încălziri uniforme, acestea trebuie să fie aşezate cu atenţie pe vatra cuptorului, care a fost în prealabil curăţită şi netezită.

Semifabricatele (în număr de 5—6 bucăţi) se aşază suprapuse prin intermediul unor fragmente de cărămidă refractară. Suprafaţa de contact între semifabricat şi cărămidă trebuie să fie cît mai mică posibil, iar aşezarea bucăţilor de cărămidă trebuie să se facă în ,,coloană" pentru a evita deformarea semifabricatelor.

Pentru evitarea formării unei mari cantităţi de arsură, timpul de încălzire a semifabricatului trebuie să fie minim.

Avînd în vedere că grosimea semifabricatului exclude pericolul unei diferenţe mari de temperatură pe secţiune, în scopul reducerii duratei de încălzire, s-a utilizat un regim rapid de încălzire, iar încărcarea semifabricatelor s-a făcut direct în cuptorul fierbinte, temperatura cuptorului la introducere fiind de circa 1 100—1 150°C. Durata de încălzire în acest caz a fost de 1—1,5 min pentru 1 mm grosime de tablă.

Deosebit de importantă pentru evitarea formării cutelor şi obţinerea fundului ambutisat, cu adaos de prelucrare uniform pe toată circumferinţa, este încălzirea uniformă a semifabricatului în vederea ambutisării.

Temperatura semifabricatului în momentul ambutisării, de 900—800°C, poate fi considerată optimă, fundul ambutisat suferind o subţiere de maximum 0,6 mm şi o îngroşare în partea superioară a porţiunii cilindrice de circa 1 mm pentru fundurile cu ∅ 1 600 mm şi grosimea de 16 mm.

Din cauza imperfecţiunii mijloacelor de ridicare şi transport, cît şi a duratei de aşezare a semifabricatului în matriţă, şi fixarea lui cu dispozitivul de presare, temperatura de 900—800°C în momentul ambutisării poate fi cu greu păstrată, din cauza scăderii rapide de temperatură datorită suprafeţei mari prin care se face schimbul de căldură. Pentru asigurarea temperaturii necesare de ambutisare, încălzirea semifabricatului trebuie să se facă la circa 1 100°C, viteza de răcire fiind de 40—45°C/min.

Construcţia matriţei şi parametrii tehnologici. Construcţia matriţei este prezentată în figura 1, iar valorile parametrilor tehnologici de bază sînt date în tabela 1.

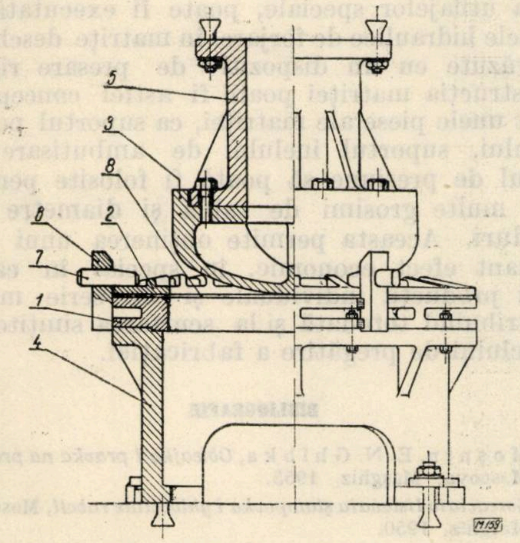


Fig. 1:

1 — ine de ambutisare; *2* — inel de presiune; *3* — poanson; *4* — suport; *5* — suportul poansonului; *6* — piesă de prindere; *7* — pană; *8* — semifabricat.

În lucrările de specialitate se recomandă ca jocul dintre poanson şi matriţă să fie $Z_0=(1,2-1,3)\ g_s$, unde: g_s este grosimea tablei, iar raza de racordare a inelului de ambutisare:

$$r_0 = (6-8)\ g_s .$$

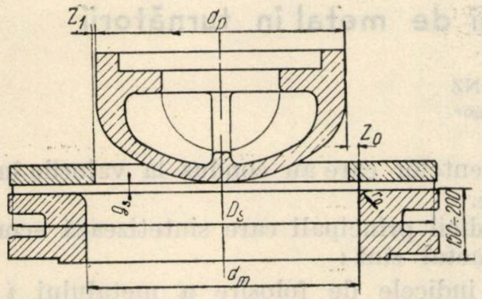


Fig. 2.

Tabela 1

Diametrul şi grosimea fundului mm	Z_0 mm	r_0 mm
1 200×14	14,8	40
1 200×18	19,2	50
1 400×16	17,0	40
1 500×20	21,4	60
1 600×16	17,0	50

Pe baza datelor din literatură [4], unde se menţionează influenţa negativă a unor valori mari pentru Z_0 şi r_0 asupra calităţii fundurilor ambutisate, experimentarea s-a făcut pornindu-se de la valori mult mai mici decît cele indicate, confirmîndu-se ca valori optime:

$$Z_0 = (1,05-1,1)\ g_s \ \text{şi}\ r_0 = (2-3)\ g_s .$$

Explicaţia constă în faptul că, prin micşorarea lui r_0, semifabricatul rămîne timp mai îndelungat sub inelul de presiune, ceea ce conduce la frînarea procesului de formare a cutelor şi la crearea unui efort suficient de ambutisare pentru fasonarea fundului.

Diametrul poansonului se determină pe baza diametrului interior al fundului şi a contracţiei de răcire:

$$d_p = d_i + \delta_c ,$$

unde:

d_i este diametrul interior al fundului în stare rece;

δ_c — contracţia de răcire a fundului care reprezintă 0,75% din diametrul fundului.

Partea cilindrică a poansonului se prevede mai înaltă cu circa 100—150 mm faţă de înălţimea părţii cilindrice a fundului, inclusiv adaosul de prelucrare, pentru ca poansonul în poziţia inferioară de lucru să rămînă încă ghidat în inelul de presiune. Pentru uşurarea extragerii fundului, poansonul se execută cu o mică conicitate (1—2%).

Diametrul inelului de ambutisare se stabileşte avîndu-se în vedere asigurarea jocului necesar dintre inel şi poanson pentru trecerea părţii superioare îngroşate a fundului, fără ca acesta să se înţepenească:

$$d_m = d_p + 2\ Z_0 .$$

În ceea ce priveşte jocul dintre poanson şi inelul de presiune, acesta poate fi:

$$Z_1 = (0,3 - 0,5)\ g_s .$$

Toate părţile componente ale matriţelor s-au executat din piese turnate din oţel OT 50, cu excepţia inelului de ambutisare care s-a turnat din OT 55 şi a fost supus unui tratament de îmbunătăţire.

Pentru evitarea formării cutelor, s-a utilizat un dispozitiv rigid constînd din inelul de presiune *2*, care se strînge peste semifabricat prin intermediul a trei piese de prindere *6*, dispuse la 120° pe circumferinţa inelului de ambutisare *1*, cu ajutorul penelor *7*.

Procesul tehnologic s-a desfăşurat în modul arătat mai jos.

Cu ajutorul unui pod rulant, prin intermediul a trei cîrlige *L* prinse într-un inel, se transportă semifabricatul cald de la cuptor la matriţă, iar pentru scurtarea timpului de transport inelul de presiune este imediat aşezat pe al doilea pod rulant, care se găseşte în imediata apropiere.

Pentru eliminarea jocurilor dintre inelul de ambutisare, semifabricat şi inelul de presiune, cît şi pentru îndreptarea semifabricatului strîmbat în timpul încălzirii şi transportului, se presează uşor cu poansonul în timpul introducerii matriţei sub presă cu ajutorul mesei mobile, mai întîi pe una dintre extremităţile inelului de presiune, bătîndu-se pe loc pana respectivă şi apoi fixîndu-se poziţia cu ajutorul celorlalte două pene pe partea diametral opusă.

Prin coborîrea poansonului se execută operaţia de ambutisare propriu-zisă.

Inelul de presiune are o dublă funcţiune, aceea de dispozitiv de presare şi aceea de extractor. Prin ridicarea poansonului se extrage fundul ambutisat de pe el, făcînd ca acesta să cadă liber în matriţă, de unde apoi, cu ajutorul unui cleşte special, este ridicat şi transportat la locul de răcire.

Ungerea matriţei. O importanţă deosebită pentru desfăşurarea procesului tehnologic de ambutisare o are ungerea matriţei în vederea ambutisării.

Orice operaţie de matriţare este însoţită de frecarea metalului pe scula de deformare, iar forţa de frecare, în funcţie de calitatea unguentului şi de viteza de deformare, poate atinge valori pînă la 100% din efortul de deformare plastică.

Pentru reducerea uzurii inelului de presiune, micşorarea modificării grosimii iniţiale a tablei şi pentru îmbunătăţirea calităţii suprafeţei fundurilor ambutisate, care este funcţie de calitatea unguentului, s-a utilizat un amestec de grafit şi apă cu care s-a uns porţiunea activă a inelului de ambutisat şi a poansonului.

Concluzii. Ambutisarea fundurilor subţiri, în lipsa utilajelor speciale, poate fi executată la presele hidraulice de forjare, în matriţe deschise, prevăzute cu un dispozitiv de presare rigid. Construcţia matriţei poate fi astfel concepută încît unele piese ale matriţei, ca suportul poansonului, suportul inelului de ambutisare şi inelul de presiune să poată fi folosite pentru mai multe grosimi de tablă şi diametre de funduri. Aceasta permite obţinerea unui important efect economic, în special în cazul unei producţii individuale şi de serie mică, contribuind totodată şi la scurtarea simţitoare a ciclului de pregătire a fabricaţiei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Moşnin, E. N. Ghibka, *Obteajka i pravka na presah.* Moscova, Maşghiz, 1955.

[2] *Goreaciaia listovaia ştampovka i ghibocinte raboti*, Moscova Maşghiz, 1950.

[3] *Uralskie Kuzneţi v borbe za tehniceskii progres.* Sbornik statei. Moscova, Sverdlovsk, Maşghiz, 1955.

[4] Kuznecino-ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 6, 1960.

CZ 621.741 : 338.062.4 – 43 : 338.062.225

Contribuţii la problema economiei de metal în turnătorii

Ing. CODRAT VINCENZ
Uzina „Steagul Roşu" – Braşov

În turnătorii, obţinerea unei producţii de calitate superioară, de o productivitate ridicată şi la un preţ de cost redus conduce la piese fără defecte, cu caracteristici corespunzătoare, uşoare, prezentabile, cu toleranţe care pot asigura dimensiuni corecte şi adaosuri de prelucrare mici.

Toate aceste elemente sînt asigurate prin folosirea procedeelor avansate, a materiilor prime corespunzătoare, prin respectarea unei discipline severe de lucru şi printr-o bună gospodărire a tuturor materialelor.

În turnătorie, circulaţia de metal, pierderile în diverse faze şi consumul de metal sînt date de anumiţi indici. În mod practic, aceşti indici se planifică pe baza unor date statistice cunoscute, fără a se ţine seama în suficientă măsură şi în mod analitic de elementele care îi influenţează. Pe baza datelor de producţie se calculează indicii, fără a putea trage concluzii asupra elementelor care au condus la valorile înregistrate.

Indicii principali care sintetizează economia de metal sînt:

— indicele de folosire a metalului i;
— indicele de consum de metal c.

Pentru a se putea calcula aceşti indici principali se pleacă de la indicii tehnologici specifici turnătoriei respective şi anume: indicele tehnologic de folosire a metalului i_0, indicii de pierdere specifici la elaborare ε, la turnare π şi rebutul ρ.

Determinarea acestor indici se face cunoscînd parametrii, respectiv datele de bilanţ, şi circulaţia metalului din turnătorie. Aceşti parametri sînt:

— încărcătura I;
— lichidul obţinut din încărcătură L;
— lichidul în piese L_1;
— piesele turnate din lichidul L_1, adică P_T;
— mărimea maselotelor şi reţelelor M;

— piesele bune obținute P_B după ce s-au scăzut toate rebuturile datorită turnătoriei, inclusiv rebuturile din atelierele mecanice;

— rebutul total R din turnătorie și atelierele mecanice provocat de defecte la turnare.

Relațiile de bilanț și circulație se arată în tabela 1.

Tabela 1

Relații de bilanț și circulație a metalului în turnătorie

Relație	
1) $I - p_e = L$	Lichidul în oală = încărcătura minus pierderi la elaborare
2) $L - p_v = L_1$	Lichidul în piese = lichidul în oală minus pierderi de turnare
3) $L_1 - M = P_T$	Piese turnate = lichidul în piese minus maselote plus rețele
4) $P_B = P_T - R$	Piese bune = piese turnate minus rebutul
5) $R_c = M + R$	Recirculația (din turnătorie la cuptor) = maselote plus rețele plus rebut.

Relațiile care există între indicii de pierdere ε și π, indicele de rebut ρ, indicele de folosire a metalului i_0 și i, indicele de utilizare a lichidului u, indicele de consum C și parametrii, determinați prin cîntărire, din bilanțul și circulația de metal în turnătorie sînt arătate în tabela 2.

Tabela 2

Indici		Relație de definiție
Definiție	Notație	
Pierderi la elaborare	$\varepsilon\%$	$\varepsilon\% = 100\,\frac{I - L}{I}$
Pierderi la turnare	$\pi\%$	$\pi\% = 100\,\frac{L - L_1}{L}$
Rebut	$\rho\%$	$\rho\% = 100\,\frac{R}{P_T} = 100\,\frac{R}{P_B + R}$
Indice tehnologic de folosire a metalului	i_0	$i_0 = \frac{L_1}{P_T} = \frac{L_1}{L_1 - M} = \frac{L_1}{P_B + R}$
Indice global de folosire a metalului	i	$i = \frac{L}{P_B} = \frac{100\, i_0}{100 - \pi - \rho}$
Indice de utilizare a lichidului. (Indice de scoatere).	u	$u = \frac{P_B}{L} = \frac{100 - \pi - \rho}{100\, i_0}$
Indice de consum de metal	$C\%$	$C\% = 100\left[1 + i\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right] = 100\left(1 + \frac{\varepsilon + \pi}{100 - \rho - \varepsilon - \pi}\, i_0\right)$

În această tabelă:

I este încărcătura la cuptor, kg;

L — lichid în oală, kg;

L_1 — lichid în piese, kg;

P_T — piese turnate, kg;

P_B — piese bune, kg;

M — maselote și rețele, kg;

R — rebut de la turnătorie, inclusiv din atelierele mecanice, kg;

p_e — pierderi la elaborare, kg;

ε — pierderi la elaborare, %;

p_v — pierderi la turnare, kg;

π — pierderi la turnare, (stropi, vărsături etc. nerecuperabile), %;

i_0 — indice tehnologic de folosire a metalului;

i — indice global de folosire a metalului;

u — indicele de utilizare a lichidului (indice de scoatere);

C — indice de consum de metal, %.

Definițiile indicilor principali i și C

a) *Indicele de folosire a metalului*

Notînd cu L cantitatea de lichid folosit și cu P_B cantitatea de piese obținute din L, se definește ca indice de folosire i:

$$i = \frac{\text{kg lichid}}{\text{piese bune}} = \frac{L}{P_B},$$

care exprimă cantitatea de lichid folosită pentru obținerea unei unități de piesă bună. În loc de i se poate întrebuința indicele de utilizare a lichidului, u:

$$u = \frac{1}{i} = \frac{P_B}{L},$$

care exprimă cantitatea de piese bune ce se obține din unitatea de lichid.

b) *Indicele de consum de metal*

Notînd cu C % consumul de metal necesar pentru a produce 100 kg piese bune, avem:

$$C\% = 100 + \varepsilon \text{ pierderi}.$$

Parametrii care influențează pe i și C

Cei doi indici principali i și C sînt funcție de o serie de parametri care intervin în cursul executării operațiilor.

Parametrii principali care intervin în turnătorie sînt: tehnologia folosită la turnare; pierderile la elaborare; pierderile la turnare; pierderile la curățătorie; rebutul.

Tehnologia folosită la turnare, sub aspectul economiei de metal, ne conduce la un indice tehnologic i_0, respectiv la necesitatea unei cantități mai mici sau mai mari de lichid pentru obținerea unei piese turnate. Valoarea lui i_0 va fi cu atît mai mică, cu cît maselotele și rețelele vor fi relativ mai mici. Cu alte cuvinte, cu cît tehnologia va fi mai bine studiată, cu atît pentru aceeași piesă va fi nevoie de mai puțin lichid, respectiv cu atît i_0 va fi mai mic. Indicele i_0 nu este alt indice decît i, care însă include şi cantitatea necesară pentru acoperirea pierderilor şi a rebutului.

Indicele i_0 se va determina prin raportul dintre greutatea lichidului şi a piesei. Această determinare se va face pentru fiecare piesă. Indicele i_0 mai poate fi determinat statistic, prin raportul dintre lichidul turnat în piese şi piesele turnate din acest lichid.

Pierderile la turnare. În timpul turnării, ca urmare a condiţiilor în care se face turnarea, parte din metalul lichid se pierde în stropi, scoarţe. În urma unor accidente în timpul turnării, parte din metalul lichid se solidifică sub formă de „urşi''.

Toată cantitatea de metal care nu mai poate fi utilizată în turnătoria uzinei trebuie considerată ca pierdere nerecuperabilă. În realitate, parte din acest material poate fi recuperat în alte întreprinderi (scoarţele mari şi urşii), la oţelării cu cuptoare mari. În acest caz, valoric, materialul se va înregistra ca recuperat; ca metal însă pentru turnătoria noastră el rămîne totuşi pierdere.

La curăţare apar încă o serie de pierderi (bavuri, ajustări, tăieri etc.) nerecuperabile. Ţinîndu-se seama că aceste pierderi sînt relativ mici, în acest articol le neglijăm. Dacă totuşi în practică apar pierderi mari în acest compartiment, în calculele indicilor se va putea ţine seama de ele, majorînd cu cota-parte pierderile la turnare.

Stabilirea analitică a relaţiilor $i = f$ (parametri) şi $C = f$ (parametri)

Determinarea indicelui i.

Indicii care influenţează pe i sînt: i_0, pierderile % la turnare şi rebutul %.

Pentru stabilirea relaţiilor de legătură, aceşti indici vor fi consideraţi cunoscuţi.

În practica exploatării turnătoriei, pentru stabilirea pierderilor la turnare şi a rebutului, trebuie făcute o serie de determinări prin cîntărire.

Parametrii care pot fi măsuraţi în turnătorie sînt: greutatea lichidului turnat, greutatea lichidului în piese, greutatea pieselor bune, greutatea rebuturilor, greutatea maselotelor şi reţelelor.

Prin definiţie avem:

— indicele de folosire:

$$i = \frac{L\ \text{kg}}{P_B\ \text{kg}}; \tag{1}$$

— indicele tehnologic de folosire:

$$i_0 = \frac{\text{lichidul în piesă}}{\text{piesă turnată}} = \frac{L_1\ \text{kg}}{P_T\ \text{kg}}. \tag{2}$$

Rebut ρ în % în piesele turnate:

$$\rho\% = 100\frac{R}{P_T} \quad R = \frac{\rho\, P_T}{100} \tag{3}$$

Pierderile de turnare p_v şi π:

$$p_v = (L - L_1)\ \text{kg} \quad \pi\% = 100\frac{p_v}{L} = 100\ \frac{L - L_1}{L}\text{kg} \tag{4}$$

sau:

$$p_v = \frac{\pi L}{100}.$$

Din bilanţul circulaţiei metalului în turnătorie avem:

Lichidul în piese:

$$L_1 = L - p_v. \tag{5}$$

Piese bune:

$$P_B = P_T - R. \tag{6}$$

Înlocuind în (5) pe p_v cu valoarea din (4), obţinem:

$$L_1 = L - \frac{L\pi}{100} = L\,\frac{100 - \pi}{100}. \tag{7}$$

Înlocuind în (2) pe L_1 cu valoarea din (7), obţinem:

$$i_0 = \frac{L_1}{P_T} \cdot \frac{100 - \pi}{100}, \tag{8}$$

de unde:

$$P_T = \frac{L_1}{i_0} = \frac{L}{i_0} \cdot \frac{100 - \pi}{100}. \tag{9}$$

Înlocuind în (6) pe R cu valoarea din (3), obţinem:

$$P_B = P_T - \frac{\rho\, P_T}{100} = P_T\,\frac{100 - \rho}{100}. \tag{10}$$

Înlocuind pe P_T cu valoarea din (9), obţinem:

$$P_B = \frac{L}{i_0} \cdot \frac{100 - \pi}{100} \cdot \frac{100 - \rho}{100} =$$

$$= \frac{L}{i_0} \cdot \frac{100 \cdot 100 - 100\,\pi - 100\,\rho - \pi\,\rho}{100 \cdot 100}. \tag{11}$$

Neglijînd pe $\pi\rho$ şi simplificînd, obţinem:

$$P_B = \frac{L}{i_0} \cdot \frac{100 - \pi - \rho}{100}. \tag{12}$$

Înlocuind în (1) pe P_B cu valoarea din (12), obţinem:

$$i = i_0\,\frac{100}{100 - \pi - \rho}. \tag{13}$$

Relaţia (13) ne arată valoarea lui i funcţie de indicii care-l influenţează. Se vede că i variază liniar cu indicele tehnologic de folosire i_0 şi scade cu creşterea lui π şi ρ.

Relația (13) ne dă posibilitatea de a stabili, respectiv de a planifica, pe i funcție de tehnologia folosită, de pierderile la turnare și de rebut.

Valoarea lui i_0

Din bilanțul circulației metalului avem:

$$L_1 = P_T + M,$$

de unde:

$$M = L_1 - P_T, \text{ sau din (2) } L_1 = i_0 P_T. \quad (14)$$

Înlocuind, avem:

$$M = i_0 P_T - P_T = P_T (i_0 - 1) \quad (15)$$

sau:

$$M = L_1 - \frac{L_1}{i_0} = L_1 \frac{i_0 - 1}{i_0}. \quad (16)$$

Din (15) și (16) se mai deduce:

$$i_0 = \frac{L_1}{L_1 - M}. \quad (17)$$

Din relația (17) se vede că i_0 scade o dată cu M (maselote + rețele).

Determinarea consumului de metal C

Menținînd notațiile de mai sus, notăm în continuare:

I — încărcătura solidă în cuptor, kg;

ε — procentul de pierderi din încărcătură la elaborare, %.

Pentru obținerea unei piese de greutate P_B se consumă o cantitate de metal C_B.

Valoarea lui C_B va fi egală cu greutatea piesei, la care se adaugă toate pierderile în toate fazele de lucru sau:

$$C_B = P_B + \varepsilon p \text{ în greutate,} \quad (18)$$

în care:

$$p = p_e + p_v. \quad (19)$$

Dacă ε este pierderea procentuală:

$$p_e = \frac{\varepsilon I}{100} \quad (20)$$

sau:

$$I = L + \frac{\varepsilon I}{100}, \quad (21)$$

de unde:

$$L = I \frac{100 - \varepsilon}{100}, \text{ respectiv } I = \frac{100\,L}{100 - \varepsilon}. \quad (22)$$

Înlocuind pe I în (20), din (22), obținem:

$$p_e = \frac{\varepsilon\,L}{100 - \varepsilon}. \quad (23)$$

Înlocuind în (18) și (19) pe p_e din (23) și pe p_v din (4), obținem:

$$C_B = P_B + \frac{\varepsilon L}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi L}{100} = P_B + L\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right), \quad (24)$$

care reprezintă consumul de metal pentru obținerea unei piese de greutate P_B.

Procentual, pentru 100 kg piese obținem:

$$C\% = \frac{C_B}{P_B} 100 = \frac{100}{P_B}\left[P_B + L\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right] = 100\left[1 + \frac{L}{P_B}\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right]. \quad (25)$$

$$C\% = 100\left[1 + i\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right].$$

Expresia ne dă valoarea lui C funcție de pierderile elementare la elaborare și turnare și funcție de i. Se vede că pierderile variază direct proporțional cu i și nu sînt influențate direct de rebut. Rebutul afectează pierderile, respectiv consumul de metal, prin indicele i, la rîndul său funcție de ρ.

Corelații între indici

Indicii principali se raportează prin definiție la parametri diferiți.

Astfel: ε, pierderile la elaborare, se raportează la încărcătură;
π, pierderile la turnare, se raportează la lichidul turnat;
ρ, rebutul, se raportează la piesele turnate;
i_0, indicele tehnologic de folosire, se raportează la piesele turnate;
i, indicele de folosire, se raportează la piesele bune;
u, indicele de utilizare, se raportează la lichidul turnat;
C, indicele de consum, se raportează la piesele bune.

Este evident că fiecare dintre acești indici pot fi raportați și la alți parametri. Așa de exemplu, rebutul poate fi raportat la încărcătură, la lichid, la piese turnate, la piese bune. Convențional însă, după cum se știe, rebutul se raportează la piesele turnate.

Parametrii la care se pot raporta indicii sînt: încărcătura, lichidul din oală, piesele turnate, piesele bune.

În tabelele 1 și 2 se văd relațiile care există între parametri și indici.

Calculînd cu formulele din tabelele 1 și 2 și așezînd relațiile după sistemele de mai sus, se obțin datele prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Nr. crt.	Referinţe	1	2	3	4
	Parametri	I	L	P_T	P_B
1	I	100	$100\dfrac{100}{100-\varepsilon}$	$100\dfrac{100}{100-\varepsilon}\cdot\dfrac{100}{100-\pi}i_0$	$100\dfrac{100}{100-\varepsilon}i$
2	p_e	ε	$100\dfrac{\varepsilon}{100-\varepsilon}$	$100\dfrac{\varepsilon}{100-\varepsilon}\cdot\dfrac{100}{100-\pi}i_0$	$100\dfrac{\varepsilon}{100-\varepsilon}i$
3	L	$100-\varepsilon$	100	$100\dfrac{100}{100-\pi}i_0$	$100\,i$
4	p_v	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}\pi$	π	$\dfrac{100}{100-\pi}i_0\pi$	$\pi\,i$
5	L_1	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}(100-\pi)$	$100-\pi$	$100\,i_0$	$(100-\pi)\,i$
6	M	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{(100-\pi)(i_0-1)}{i_0}$	$\dfrac{100-\pi}{i_0}(i_0-1)$	$100\,(i_0-1)$	$\dfrac{(100-\pi)(i_0-1)}{i_0}i$
7	P_T	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100-\pi}{i_0}$	$\dfrac{100-\pi}{i_0}$	100	$\dfrac{100-\pi}{i_0}i$
8	P_B	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100}{i_0}i$	$\dfrac{100}{i}$	$100\dfrac{100\,i_0}{(100-\pi)\,i}\approx 100-\rho$	100
9	R	$\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100-\pi}{100\,i_0}\rho$	$\dfrac{100-\pi}{100\,i_0}\rho\approx\dfrac{\rho}{i_0}$	ρ	$\dfrac{100-\pi}{100\,i_0}\rho\,i\approx\rho\dfrac{i}{i_0}$
10	$M+R$	(6) + (9)	(6) + (9)	(6) + (9) $100\,(i_0-1)+\rho$	(6) + (9)
11	$p_{tot}=$ $=p_e+p_v$	$\varepsilon+\dfrac{100-\varepsilon}{100}\pi$	$\dfrac{100\,\varepsilon}{100-\varepsilon}+\pi$	$\dfrac{100\,\varepsilon}{100-\varepsilon}\cdot\dfrac{100\,i_0}{100-\pi}+\dfrac{100\,i_0}{100-\pi}\pi$	$\dfrac{100\,\varepsilon}{100-\varepsilon}i+\pi\,i$
12	C	—	—	—	$C\%=$ $=100\left(1+\dfrac{\varepsilon+\pi}{100-\rho-\pi-\varepsilon}i_e\right)$
13	i_0	i_0	i_0	i_0	i_0
14	i	$i=\dfrac{100\,i_0}{100-\rho-\pi}$			

În coloanele 1, 2, 3, 4 găsim relaţiile între indici pentru cele patru sisteme, valorile corespunzătoare parametrilor de la punctele 1—14.

Astfel, de exemplu:

a) Piesele bune P_B vor avea valorile $100\dfrac{100\,i_0}{(100-\pi)\,i}$ din piesele turnate, $\dfrac{100}{i}$ din lichid şi $\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100}{i}$ din încărcătură.

b) Din încărcătura de 100 kg se obţine $100-\varepsilon$ lichid, $\dfrac{100-\varepsilon}{100}(100-\pi)$ lichid în piesă, $\dfrac{100-\varepsilon}{100}\left(\dfrac{(100-\pi)(i_0-1)}{i_0}\right)$ maselote, $\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100}{i}$ piese bune, $\dfrac{100-\varepsilon}{100}\cdot\dfrac{100-\pi}{100\,i_0}\rho$ rebut.

Exemplu practic

Admitem ca indici de plecare:

$$\varepsilon = 5{,}0\%,\quad i_0 = 1{,}60,\quad \pi = 3{,}0\%,\quad \rho = 8\%.$$

Calculînd valorile parametrilor 1—14 funcţie de aceşti indici, se obţin valorile din tabela 4.

În tabela 4 se găsesc o serie de date importante, ca de exemplu:

a) Pentru a obţine 100 kg piese este necesară o încărcătură de 189 kg. Se pierd la elaborare 9,5 kg, se folosesc 179,5 kg lichid, din care se pierd la turnare 5,3 kg. Rezultă 65,5 kg maselote. Rebutul va fi de 8,7 kg, iar recirculaţia va fi de 74,2 kg. Indicele de folosire va fi $i = 1{,}795$, iar consumul de metal va fi de $C\% = 114{,}8$ kg material pentru 100 kg piese bune.

b) Din 100 kg încărcătură se obţin 52,8 kg piese bune, 4,6 kg rebuturi, 39,2 kg recirculaţie.

c) Din 100 kg lichid se obțin : 55,7 kg piese, 4,8 kg rebut, 41,3 kg recirculație.

Tabela 4

	Referințe	1	2	3	4
	Parametri	I	L	P_T	P_B
1	l	100	105,3	173,6	189,0
2	p_e	5,0	5,3	8,7	9,5
3	L	95,0	100,0	164,9	179,5
4	p_v	2,8	3,0	4,9	5,3
5	L_1	92,2	97,0	160,0	174,2
6	M	34,6	36,5	60,0	65,5
7	P_T	57,6	60,5	100,0	108,7
8	P_B	52,8	55,7	92,0	100,0
9	R	4,6	4,8	8,0	8,7
10	$M + R$	39,2	41,3	68,0	74,2
11	p_{tot}	—	—	—	14,8
12	C	—	—	—	114,8
13	i_0	$i_0 = 1,\ 60$			
14	i	$i = \frac{100 \times 1{,}6}{100-8-3} = \frac{160}{89} = 1{,}795$			

d) Pentru a se turna 100 kg piese este nevoie de o încărcătură de 173,6 kg. Se obțin 92 kg piese bune, 8 kg rebuturi, 68 kg recirculație.

Utilizarea practică a relațiilor dintre indici și parametrii de producție din turnătorie

Cunoscînd indicii ρ, ε, π, i_0, în tabela 3 se găsesc valorile corespunzătoare pentru parametrii principali din turnătorie.

Invers, cunoscînd într-o exploatare parametrii se pot deduce indicii de bază.

Utilizarea relațiilor de legătură dintre indici și parametri folosește pentru planificarea și determinarea indicilor în exploatare.

Planificarea

Pentru o turnătorie dată se cunosc indicii :

$$\rho,\ \varepsilon,\ \pi,\ i_0.$$

Din tabela 3 se pot determina parametrii pentru planificare.

Astfel, pentru o producție de 100 t piese bune, parametrii de plan (I, P_e, L, p_v, L_1, M, P_T, P_B, R, $M + R$, C) se calculează cu relațiile din coloana 4.

Pentru un disponibil de 100 kg încărcătură, aceiași parametri se calculează cu relațiile din coloana 1.

Pentru un disponibil de 100 kg lichid, parametrii se determină cu relațiile din coloana 2.

Indicele de folosire a metalului se determină cu relația :

$$i = i_0 \frac{100}{100 - \pi - \rho}.$$

Indicele pentru planificarea consumului de metal este dat de relația

$$C\% = 100 \left[1 + i \left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100} \right) \right].$$

Ca exemplu practic, din tabela 4 se deduc următoarele cifre :

pentru indicii dați $\varepsilon = 5\%$; $\pi = 3\%$; $i_0 = 1{,}60$; $\rho = 8\%$, se obțin $P_B = 100$ kg ; $I = 189$ kg ; $L = 179{,}5$ kg ; $i = 1{,}795$; $R = 8{,}7$ kg ; $M + R = 74{,}2$ kg și $C = 114{,}8\%$.

Determinarea indicilor în exploatare

În exploatare se cunosc, prin cîntărire, parametrii I, L, L_1, M, P_T, P_B, R, $M + R$. Se cere să se determine indicii cu care s-a lucrat în turnătoria analizată. Relațiile din tabela 2 ne dau valorile cerute.

Ca exemplu practic, să presupunem că avem : $I = 189$ kg ; $L = 179{,}5$ kg ; $L_1 = 174{,}2$ kg ; $M = 65{,}5$ kg ; $P_T = 108{,}7$ kg ; $P_B = 100$ kg ; $R = 8{,}7$ kg.

Înlocuind valorile practice ale parametrilor cunoscuți în relațiile din tabela 3, se obține :

$$\varepsilon\% = 100 \frac{1 - I}{I} = 100 \frac{189{,}0 - 179{,}5}{189{,}0} = 5{,}0\% ;$$

$$\pi\% = 100 \frac{L - L_1}{L} = 100 \frac{179{,}5 - 174{,}2}{179{,}5} = 3{,}0\% ;$$

$$\rho\% = 100 \frac{R}{P_T} = 100 \frac{8{,}7}{108{,}7} = 8{,}0\% ;$$

$$i_0 = \frac{L_1}{P_T} = \frac{174{,}2}{108{,}7} = 1{,}60 \frac{\text{kg lichid}}{\text{kg piese}}$$

$$i = \frac{L}{P_B} = \frac{179{,}5}{100} = 1{,}795 \frac{\text{kg lichid}}{\text{kg piese}}$$

$$u = \frac{P_B}{L} = \frac{100}{179{,}5} = 0{,}557 \frac{\text{kg piese}}{\text{kg lichid}}$$

$$C\% = 100 \left(1 + \frac{I - L_1}{100\, P_B} \right) = 100 \left(1 + \frac{189 - 174{,}2}{100} \right) = 114{,}8 \frac{\text{kg material}}{\text{100 kg piese}} .$$

Elemente tehnologice care influențează indicii de bază și indicii principali

Indicii de bază și indicii principali au un caracter specific în fiecare turnătorie. Ei sînt determinați de o serie întreagă de parametri, care depind de materialul turnat, de calitatea pieselor, de mijloacele de bază existente în turnătorie, de nivelul de pregătire a producției, de materialele ajutătoare, de nivelul tehnic al cadrelor, de disciplina tehnologică din ateliere, de spiritul gospodăresc din atelier.

Mai jos se arată elementele principale care influențează acești indici.

a) *Pierderile la elaborare* ε depind de :

— aliajul care se elaborează (cu cît un material este mai oxidabil, cu atît pierderile sînt mai mari) ;

— cuptorul folosit (un cuptor electric oxidează mai puţin) ;

— procedeul de elaborare folosit (o topire fără zgură produce pierderi mai ridicate decît una condusă sub zgură).

b) *Pierderile la turnare* π depind de :

— modul de turnare (din oală mare sau mică) ;

— poziţia relativă a formei faţă de oală ;

— temperatura de turnare (temperaturi de turnare ridicate produc pierderi mai mici — scoarţe, urşi, aderenţe la oală etc.) ;

— elemente subiective (grijă şi atenţie la turnare).

c) *Rebutul* depinde de foarte mulţi factori obiectivi şi subiectivi, dintre care cei mai importanţi sînt : calitatea piesei turnate, procedeele de elaborare şi turnare folosite, mijloacele de bază disponibile, pregătirea tehnologică şi calitatea SDV, materiile prime, materialele ajutătoare, nivelul tehnic al cadrelor, spiritul de disciplină tehnologică şi de gospodărire.

Problema rebutului este, în general, o problemă complexă, pentru a cărei rezolvare trebuie depusă multă muncă.

d) *Indicele* i_0 este indicele tehnologic cel mai important prin efectul pe care îl are asupra indicelui de folosire a metalului şi asupra indicelui de consum de metal.

Indicele i_0 depinde de :

— aliajul turnat în piesă — piesele turnate din aliaj cu coeficient de contracţie la solidificare mic necesită un maselotaj redus (piesele din fontă cenuşie practic nu au nevoie de maselote) ;

— procedeul de turnare (formare) — prin dispoziţia pieselor faţă de piciorul de turnare se poate reduce sensibil mărimea relativă a reţelei (turnarea judicioasă în ciorchine sau turnarea în ploaie pot reduce reţelele) ;

— dimensionarea judicioasă a maselotelor şi reţelelor.

Prin calcul şi experienţă, dimensionarea se poate face astfel, încît greutatea maselotelor şi reţelelor să fie cît mai redusă.

Reamintim că folosirea de maselote de formă specială (cu presiune, exoterme etc.) poate reduce greutatea normală a acestora. O exagerare însă a reducerii maselotajului poate conduce la o creştere inadmisibilă a rebutului în urma apariţiei defectelor de retasură.

e) *Greutatea pieselor*. Greutatea relativă a maselotelor şi reţelelor funcţie de greutatea piesei creşte cu cît piesa are o greutate mai mică. În general, piesele de greutate mică au un i_0 mai mare decît piesele de greutate mare.

Acest fapt influenţează în cea mai mare măsură consumul de metal.

f) *Indicele de folosire* i, dată fiind relaţia $i = \frac{100\, i_0}{100 - \pi - \rho}$, este o funcţie liniară de i_0 şi funcţie de π şi ρ. Creşterea fiecăruia dintre indicii de bază îl influenţează defavorabil.

Indicele de consum de metal $C\% = 100\left[1 + i\left(\frac{\varepsilon}{100 - \varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right]$ este o funcţie liniară de i şi funcţie de ε şi π. Şi aici, creşterea lui i, ε şi π aduce după sine o înrăutăţire a lui C şi i.

Se vede că C nu este o funcţie directă de rebut. Rebutul intervine la consumuri de metal în măsura în care el influenţează pe i.

Valori practice pentru ρ, ε, π, i_0

În tabelele 5—8 se dau cîteva cifre indicative pentru indicii ε, ρ, π, i_0.

Tabela 5

Metal elaborat	ε % din încărcătură			
	Cuptoare flacără	Cubilou	Cuptor electric cu arc	Cuptor electric cu inducţie
Oţel	5—8	—	3—6	0,5—3
Fontă	3—10	3—6	2—6	0,5—2
Neferoase	2—8	—	1—4	0,5—2

Tabela 6

Material turnat	π% din lichid	
	Turnare cu oală mică	Turnare cu oală mare
Oţel	0,5—1,0	1,0—3,0
Fontă	0 —1,0	1,0—3,0
Aliaje neferoase	0 —1,0	—

Tabela 7

Material turnat	ρ% din piese turnate			
	Turnare mecanizată, serie	Turnare semimecanizată, serie mijlocie	Turnare manuală, serie mică	Turnare de precizie
1	2	3	4	5
Oţel	1,0—5,0%	5,0—10,0	2,0—5,0	0,5—5,0
Fontă	1,0—6,0%	4,0—12,0	1,0—6,0	0,5—5,0
Aliaje neferoase	0,5—3,0%	2,0—5,0	1,0—3,0	0,5—5,0

Tabela 8

Piese turnate	Indice i_0			
	Piese mari 1,0 – 10 t	Piese mijlocii 0,100—1,0 t	Piese mici 0,01—0,1 t	Piese foarte mici < 0,01 t
Oţel	1,3—1,6	1,4—1,7	1,5—1,8	1,6—2,0
Fontă	1,1—1,2	1,2—1,3	1,3—1,4	1,4—1,5
Neferoase galbene	1,2—1,4	1,3—1,5	1,4—1,6	1,5—1,7
Aligi deal	1,4—1,7	1,5—1,8	1,6—1,9	1,7—2,1

Cunoscînd valorile ε, π, ρ şi i_0 se pot calcula valorile lui i şi C.

Tabela 9

Valoarea lui $i = i_0 \frac{1}{100-(\pi+\rho)}$

i_0	$\pi + \rho$										
	0	2	4	6	8	10	12	14	16	18	20
1	1	1,02	1,042	1,063	1,086	1,111	1,135	1,165	1,19	1,22	1,25
1	1,1	1,12	1,15	1,17	1,20	1,22	1,25	1,28	1,31	1,34	1,38
1,2	1,2	1,22	1,25	1,28	1,30	1,33	1,36	1,40	1,43	1,47	1,50
1,3	1,3	1,33	1,36	1,38	1,42	1,45	1,48	1,51	1,55	1,59	1,63
1,4	1,4	1,43	1,46	1,49	1,52	1,56	1,59	1,63	1,67	1,71	1,75
1,5	1,5	1,53	1,56	1,60	1,63	1,67	1,71	1,75	1,79	1,83	1,88
1,6	1,6	1,63	1,67	1,70	1,74	1,78	1,82	1,86	1,90	1,95	2,00
1,7	1,7	1,73	1,78	1,81	1,85	1,89	1,93	1,98	2,03	2,08	2,13
1,8	1,8	1,84	1,88	1,91	1,96	2,00	2,04	2,09	2,14	2,18	2,23
1,9	1,9	1,94	1,98	2,02	2,07	2,11	2,16	2,21	2,26	2,32	2,38
2,0	2,0	2,04	2,08	2,12	2,17	2,22	2,27	2,27	2,38	2,44	2,50

Tabela 10

Valoarea lui $C\% = \mathbf{100}\left[1 + i\left(\frac{\varepsilon}{100-\varepsilon} + \frac{\pi}{100}\right)\right]$

i	$\frac{\varepsilon}{100-\varepsilon} + \frac{\pi}{100}$						
	0	2	4	6	8	10	12
1,1	100	102,2	104,4	106,6	108,8	114,0	113,2
1,2	100	102,4	104,8	107,2	109,6	112,0	114,4
1,3	100	102,6	105,2	107,8	110,4	113,0	115,6
1,4	100	102,8	105,6	108,4	111,2	114,0	116,8
1,5	100	103,0	106,0	109,0	112,0	115,0	118,0
1,6	100	103,2	106,4	109,6	112,8	116,0	119,2
1,7	100	103,4	106,8	110,2	113,6	117,0	120,4
1,8	100	103,6	107,2	110,8	114,4	118,0	121,6
1,9	100	103,8	107,6	111,4	115,2	119,0	122,8
2,0	100	104,0	108,0	112,0	116,0	120,0	124,0
2,1	100	104,2	108,4	112,6	116,8	121,0	125,0
2,2	100	104,4	108,8	113,2	117,6	122,0	126,0

Valori practice pentru i și C

În tabela 9 sînt calculate valorile lui i pentru valori diferite ale lui i_0 și $\rho + \pi$.

În tabela 10 sînt calculate valorile lui C pentru diverse valori ale lui i și $\frac{\varepsilon}{100-\varepsilon} + \frac{\pi}{100}$.

Cunoașterea detaliată a factorilor examinați mai sus ne dă posibilitatea să determinăm exact indicii și să apreciem care sînt parametrii care-i influențează, ceea ce ne va permite ca, la stabilirea tehnologiei pe care o vom adopta pentru diferitele piese turnate, să intervenim asupra lor în așa fel, încît să obținem rezultatele tehnice și economice cele mai favorabile.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 669.183.21 : 338.062.413

Creșterea productivității cuptoarelor Siemens-Martin de la Combinatul metalurgic Reșița

Ing. GHEORGHE CHIȚU
Combinatul metalurgic – Reșița

O mare importanță pentru creșterea productivității muncii are îmbunătățirea folosirii tehnicii existente prin aplicarea diferitelor metode de intensificare a procesului de producție, de perfecționare a tehnologiei, de mărire a timpului util de funcționare a cuptoarelor și utilajelor din oțelărie. Acestea au ca urmare creșterea cantității de oțel obținute pe fiecare metru pătrat de suprafață de vatră, precum și sporirea producției medii a unui muncitor.

O metodă de îmbunătățire a folosirii capacităților de producție în oțelărie este prelungirea timpului de lucru al cuptorului și utilajelor în funcțiune. Această folosire extensivă a cuptoarelor și utilajelor la oțelăria Siemens-Martin a Combinatului metalurgic Reșița s-a realizat prin :

- **înlăturarea întreruperilor neprogramate în producție ;**
- **scurtarea timpului de reparații ;**

— prelungirea funcționării cuptoarelor și utilajelor auxiliare între două reparații etc.

Ridicarea indicelui de utilizare a cuptoarelor pe cale extensivă, prin prelungirea timpului lor de funcționare între două reparații și prin scurtarea timpului de reparații, pentru ca din timpul calendaristic de 365 zile să se realizeze un număr cît mai mare de zile de funcționare se obține prin:

— respectarea graficului de revizii periodice și de reparații mijlocii și capitale ale cuptoarelor și utilajelor din oțelărie;

— întreținerea în bune condiții a cuptoarelor și utilajelor;

— o mai bună organizare a reparațiilor prin formare de echipe complexe.

Colectivul de la oțelăria Siemens-Martin a reușit ca în anul 1960 să mărească timpul efectiv de funcționare a cuptoarelor cu 4,35% față de anul 1959.

În semestrul I al anului 1961, durata reparațiilor la cald a reprezentat 2,74% din timpul calendaristic, față de 4,34% cît a fost media în anul 1960 sau de 7,8% în anul 1959.

Pentru înlăturarea întreruperilor neprogramate în producția cuptoarelor, mai ales a celor datorite instabilității unor părți de zidărie (a canalelor verticale, în special), bolțile transversale ale camerelor de zgură pe care se sprijină pereții laterali ai canalelor verticale au fost zidite din trei rînduri de cărămizi în loc de două; fiindcă deschiderea lor era mai mare (5,3 m) s-a mărit curbarea prin micșorarea razei arcului de cerc pe care se zidesc. În acest fel s-au exclus prăbușirile unor părți ale canalelor verticale, iar cuptoarele au funcționat pînă la oprirea planificată, permițînd folosirea bolților vechi la încă o campanie.

Bolțile principale ale spațiului de elaborare au fost înălțate în medie cu 200 mm, ceea ce a condus la mărirea duratei lor de funcționare cu circa 100 de șarje, la micșorarea întreruperilor pentru reparații la boltă și la îmbunătățirea funcționării cuptoarelor.

În vederea scurtării timpului de refacere a cuptoarelor, bolțile transversale ale camerelor de zgură pe care se sprijină canalele verticale au fost pregătite la rece și asamblate; la refacere, cărămizile se așezau direct, fără nici o ajustare. Această pregătire a condus la scurtarea fiecărei refaceri cu circa două zile.

Refacerea cuptoarelor a fost pregătită din toate punctele de vedere:

— s-au introdus benzi transbordoare și troliu cu cupă pentru evacuarea demolărilor;

— materialele refractare au fost aduse cu cîteva zile mai devreme și depozitate în spațiul înconjurător al cuptorului; la fel s-a procedat și cu piesele de schimb sau elementele răcite care trebuiau înlocuite;

— s-a întocmit un grafic de refacere cu termene, pe părți constructive, repartizîndu-se maiștrii care să conducă aceste lucrări (partea stîngă a cuptorului unui maistru, partea dreaptă a cuptorului altui maistru, spațiul de elaborare altuia etc.).

Astfel s-a reușit ca durata de refacere la rece a cuptoarelor să reprezinte în anul 1960 8,39% din t_c, față de 10,1% cît a fost în anul 1959.

În ceea ce privește reparațiile la cald ale cuptoarelor, s-au făcut progrese, în mod deosebit la reparațiile vetrelor. Reparațiile la vetre în semestrul I al anului 1961 au reprezentat 1,37%, față de 3,34% cît a fost media anului 1960. Acestea s-au realizat prin:

— ajustarea rapidă și la cald a cuptoarelor folosindu-se mașina pentru aruncarea dolomitei, prin care s-a scurtat durata operației cu 10—15 min;

— intensificarea controlului asupra felului cum se efectuează ajustarea, și mai ales a efectului;

— introducerea unei noi metode de reparare periodică la cald a vetrelor, care constă în sudarea de straturi subțiri de magnezită granulată sau dolomită calcinată aruncate în mod continuu.

Regimul termic în perioada de reparare a vetrei după această metodă este de circa 80% din capacitatea termică maximă a cuptoarelor. Prin aplicarea acestei metode și prin organizarea lucrului, mai ales la evacuarea resturilor de zgură și de oțel de pe vatră, s-a scurtat durata unei reparații periodice cu 4—6 ore, iar timpul de funcționare a vetrelor între două reparații a ajuns pînă la 13 săptămîni, media fiind de 6—8 săptămîni, față de 3—4 săptămîni cît era prin folosirea metodei clasice de sudare.

O deosebită atenție s-a acordat menținerii vetrelor cuptoarelor la profil normal, în scopul măririi timpului de funcționare a bolților. Ridicarea nivelului vetrei conduce la creșterea nivelului șarjei, la micșorarea spațiului de ardere al cuptorului, la creșterea vitezei de circulație a produselor de ardere și la o uzură mai mare a părților constructive ale spațiului de ardere (boltă, perete posterior și anterior). Prin menținerea normală a profilului vetrelor se evită și perforările supraînălțărilor de la praguri, deci se realizează pierderi mai mici de oțel și funcționarea cuptorului fără deranjamentele care apar în urma perforării piepturilor: blocarea circulației trocii prin fața cuptorului, blocarea instalației pentru evacuarea zgurei primare, a celei de inversare a sensului de circulație a produselor de ardere, întreruperea alimentării cuptorului cu curent, cu apă de răcire, cu combustibil etc.

Întrucît utilizarea capacităților de producție este limitată în timp, o atenție deosebită s-a acordat problemei ridicării indicilor de folosire intensivă a cuptoarelor, sursă inepuizabilă de sporire a producţiei de oţel şi a productivităţii muncii.

Folosirea intensivă a capacităţilor de producţie din oţelărie depinde de perfecţionarea cuptoarelor şi utilajelor, de gradul de perfecţionare a tehnologiei de fabricaţie, precum şi de calificarea personalului.

Avînd în vedere influenţa acestora asupra îmbunătăţirii folosirii capacităţilor de producţie în oţelării şi asupra îmbunătăţirii activităţii economice a întreprinderilor în general, în anii şesenalului se va intensifica preocuparea pentru introducerea pe scară largă a mecanizării şi automatizării producţiei, în special în sectoarele unde se consumă un volum mare de muncă şi unde sînt locuri înguste de producţie.

Deşi sînt încă rezerve mari pentru îmbunătăţirea indicilor de folosire a cuptoarelor şi utilajelor auxiliare, în continuare dăm cîteva dintre măsurile tehnice care au contribuit la creşterea productivităţii cuptoarelor Siemens-Martin.

— Modificarea cuptoarelor nereconstruite. La unul dintre cuptoare, care a funcţionat cu bigaz (gaz de furnal şi gaz de cocserie), s-a trecut iniţial la combustia nepreîncălzită a gazului de cocserie carburat cu păcură, realizîndu-se o îmbunătăţire substanţială în funcţionarea cuptorului, iar în continuare s-a folosit gazul natural carburat cu păcură, construcţia cuptorului fiind adaptată combustibililor folosiţi.

Îmbunătăţirea regimului termic la acest cuptor a permis creşterea greutăţii medii a şarjei cu circa 12 t oţel lingou.

— Altui cuptor nereconstruit i s-a mărit, prin reparaţie capitală, cu circa 65% capacitatea de producţie, menţinîndu-se aceeaşi suprafaţă a vetrei şi adaptîndu-se infrastructura cuptorului (camerele de zgură şi regenerare) capacităţii; productivitatea cuptorului a crescut în medie cu 35% faţă de anul 1960. Chiar şi cuptoarele noi au fost parţial îmbunătăţite din punct de vedere constructiv, modificîndu-se capul de ardere prin desfiinţarea punţii despărţitoare între canalele verticale, astfel încît să rezulte un singur canal în locul celor două existente. Prin aceasta s-au realizat următoarele:

— tirajul cuptoarelor s-a îmbunătăţit prin mărirea secţiunii canalului vertical: ca urmare, viteza de circulaţie a produselor de ardere a fost micşorată de la 1,95 m/s la 1,4 m/s (pentru 0°C şi 760 mm Hg);

— durabilitatea zidăriei părţii superioare a cuptoarelor şi în mod deosebit a capului de ardere a crescut cu cel puţin 50 de şarje;

— funcţionarea cuptoarelor în general s-a îmbunătăţit (mai ales regimul termic), reducîndu-se durata şarjelor şi consumul de combustibil.

Îmbunătăţirile constructive şi de funcţionare ale cuptoarelor au permis folosirea lor din plin, necesitînd o supraînălţare a oalelor pentru turnarea oţelului în medie cu 10% şi pînă la limita maximă admisibilă a macaralelor de turnare. Astfel, în anul 1960 greutatea medie a şarjelor pe ansamblul oţelăriei a crescut cu 5,8 t oţel lingou pe fiecare şarjă faţă de anul 1959, iar în anul 1961 creşterea greutăţii medii a şarjelor va ajunge să fie de 10—12 t oţel lingou pe şarjă faţă de anul 1959.

În scopul introducerii dintr-o dată a întregii cantităţi de fontă lichidă s-a mărit capacitatea oalelor de fontă cu aproape 60%, pînă la limita maximă admisibilă a capacităţii de ridicare a macaralelor cu care se aduce fonta lichidă la cuptoare. În acest fel se exclude a doua cursă cu fontă lichidă în completare şi se evită oprirea de la încărcare a cuptoarelor care se găsesc mai aproape de melanjor (aceasta din motivul că macaralele pentru turnarea fontei lichide în cuptoare rulează pe aceaşi şină cu macaralele de încărcare).

Regimul termic al cuptoarelor a fost în medie ridicat cu 8—10%, iar la cuptorul supraîncărcat cu circa 65%; regimul termic este mărit cu 25—30% în comparaţie cu cel corespunzător vechii capacităţi. Pe parcurs s-au făcut încercări pentru ridicarea în continuare a regimului termic, dar s-a constatat în general că nu are efect asupra creşterii productivităţii şi este dăunător durabilităţii cuptoarelor.

Capacităţile termice maxime ale cuptoarelor s-au stabilit astfel, încît produsele de ardere să conţină maximum 12% CO_2, 0% CO şi 1—2% O_2, urmărindu-se şi realizarea luminozităţii corespunzătoare necesare unui schimb bun de căldură în spaţiul de elaborare.

După ce s-au luat aceste măsuri s-au constatat strangulări la utilajele pentru încărcarea cuptoarelor (macarale). Ritmul de încărcare era nesatisfăcător puterii termice a cuptoarelor, fiind necesar să se monteze încă o macara de încărcare, care a rezolvat problema strangulării în această direcţie. Realizîndu-se astfel încărcări într-un timp mai scurt, s-a reuşit să se elaboreze un număr mai mare de şarje rapide.

În construcţia motoarelor Siemens-Martin s-a trecut la extinderea folosirii cărămizilor bazice, a bolţilor din cărămizi de cromomagnezită individual suspendate la toate cuptoarele, iar la majoritatea cuptoarelor s-a adaptat construcţia ,,trompetă'' între canalul vertical şi bolta camerei de zgură, prin folosirea cărămizilor cromomagnezitice.

Una dintre problemele cele mai dificile o constituie durabilitatea stîlpilor cuptoarelor. Datorită acestora, funcţionarea cuptoarelor era oprită după circa 150 de şarje timp de 10—12 ore pentru reparaţii la stîlpi; după alte 50—60 de şarje se repeta oprirea, astfel încît într-un an de zile un cuptor necesita cel puţin 40—50 ore de oprire pentru reparaţii la stîlpi, pe lîngă alte dezavantaje ca: pierderi mari de căldură după uzarea stîlpilor pînă la rezidirea acestora, arderea stîlpilor verticali anteriori ai construcţiei metalice, întreţinerea greoaie în fiecare schimb, influenţînd durata şarjei etc. Pentru înlăturarea acestor dificultăţi s-a adoptat soluţia „perete anterior răcit'' prezentată în figura 1.

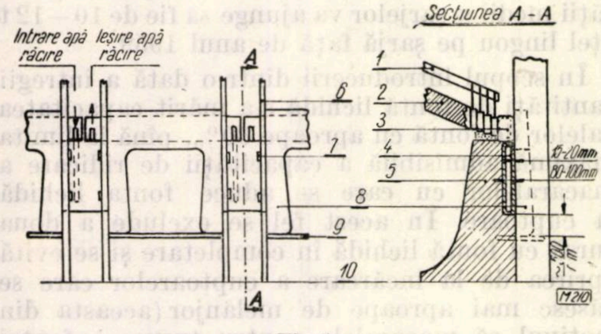


Fig. 1 :
1 – armătura bolţii ; *2* – bolta ; *3* – placa reazem boltă ; *4* – răcitor ; *5* – zidăria peretelui anterior (stîlp) ; *6* – stîlp metalic anterior ; *7* – fixarea răcitorului ; *8* – rama uşii de încărcare ; *9* – placa pragului uşii de încărcare ; *10* – nivelul platformei de lucru.

La aplicarea acestei soluţii s-au avut în vedere următoarele :

— răcitorul s-a amplasat între două rame răcite ale uşilor, spre interiorul cuptorului şi sub placa de reazem a bolţii, răcită şi aceasta ;

— înălţimea de la placa de bază a pragului s-a stabilit de circa 500 mm, pentru a nu veni în contact cu oţelul şi nici chiar cu zgura ;

— distanţa între răcitor şi rama uşii s-a stabilit de circa 10 mm, pentru a permite schimbarea ramei uşii în caz că aceasta este avariată ;

— grosimea perdelei de apă s-a stabilit de 80—100 mm, iar a tablei din care se confecţionează răcitorul, de 15—20 mm ;

— ţeava pentru intrarea apei se coboară pînă aproape de baza răcitorului (la circa 10 cm) şi are diametrul de 2'', iar ieşirea apei începe de la partea superioară cu diametrul de 2 1/2'' ;

— răcitorul se fixează de stîlpii metalici ai cuptorului prin bare sudate ;

— răcitorul se execută prin ambutisare sau din bucăţi sudate atunci cînd trebuie să se sudeze tot ce este posibil şi prin interior (prin exterior sînt posibile toate cusăturile cu sudură).

Răcirea peretelui anterior prin această soluţie prezintă următoarele avantaje :

— se exclud definitiv opririle în funcţionarea cuptorului pentru reparaţii la stîlpi ;

— stîlpii metalici nu se mai uzează prin ieşirea flăcării din cuptor ;

— nu se ard scurgerile pentru captarea apei, care se evacuează după răcirea uşii (scurgerile fiind telescopice) ;

— se economisesc cărămida şi materialul refractar necesare rezidirii şi întreţinerii periodice a stîlpilor ;

— se eliberează un zidar pe schimb, care are sarcina să etanşeze cuptoarele în zonele stîlpilor, pentru a micşora pierderile de căldură ;

— efortul fizic al echipei de topitori este mai mic, deoarece întreţinerea stîlpilor în noile condiţii este mai uşoară :

— durata şarjei este redusă, nefiind necesară întreţinerea stîlpilor în fiecare schimb, timp în care combustia este parţial redusă, prelungindu-se perioada de topire.

Făcînd verificări asupra uzurii răcitorului se constată că după funcţionare de circa 300 de şarje tabla acestuia se erodează cu 2—3 mm în secţiune transversală, ceea ce permite folosirea ei la o campanie completă de boltă.

Aceste măsuri au contribuit la intensificarea funcţionării cuptoarelor şi la mărirea timpului de folosire a zidăriei ; deci la o mai bună folosire a fondului de timp, la creşterea productivităţii şi la reducerea preţului de cost al oţelului.

Pentru asigurarea condiţiilor de evacuare a zgurei primare în cantităţile dorite la cuptoarele noi au fost modificate instalaţiile construite în acest scop prin înlocuirea grinzilor cu zăbrele cu grinzi cu inimă plină, ceea ce a asigurat rigiditatea căilor pe care rulează vagonetele port-oală, iar acestea au fost consolidate, deoarece se deformau şi deraiau de pe liniile de rulare. Capacitatea oalelor pentru evacuarea zgurei a fost aproape dublată, permiţînd captarea întregii cantităţi de zgură evacuată. În acest fel, perioada de afinare a putut fi dirijată mai uşor şi mai repede, permiţînd respectarea sortimentului programat şi o reducere a procentului de declasate.

La cuptoarele vechi au fost adaptate instalaţii corespunzătoare pentru evacuarea zgurei primare.

Pentru realizarea unei combustii corespunzătoare, în sensul măririi randamentului termic al cuptoarelor, s-au luat o serie de măsuri dintre care principalele sînt :

S-a introdus şi extins folosirea gazului natural la cuptoare, fiind necesară adaptarea de arzătoare corespunzătoare. S-au făcut încercări de a injecta separat gazul natural şi păcura pulverizată, prin ţevi independente, asigurîndu-se astfel o perioadă satisfăcătoare de funcţionare a cuptoarelor.

Experienţele au continuat cu un tip de arzător la care injecţia gazului metan şi a păcurii era concentrică. În prezent, majoritatea cuptoarelor sînt echipate cu astfel de arzătoare şi funcţionează bine.

Gazul natural arde cu flacără transparentă (fără strălucire) ; cum în cuptorul Siemens-Martin circa 85% din căldura primită de încărcătură provine din radiaţie (direct de la produsele de ardere sau prin intermediul zidăriei), rezultă că trebuie găsită soluţia de ardere a gazului natural cu flacără luminoasă, lucru realizat pînă acum la Combinatul metalurgic Reşiţa prin carburare cu păcură.

S-au făcut încercări de autocarburare a gazului natural şi s-a ajuns la concluzia că soluţia cea mai eficientă este autocarburarea cu ajutorul arzătorului. În acest scop s-a construit un arzător care absoarbe, în timpul admisiei prin fenomenul de ejecţie, aer cald din canalul vertical. Gazul natural în contact cu aerul cald conduce la disocierea termică a unei anumite cantităţi de gaz natural şi la ieşirea din arzător flacăra devine luminoasă.

În felul acesta s-a reuşit să se mărească ponderea gazului natural în combustia din cuptoarele Siemens-Martin pînă la 85—90 %, restul combustibilului utilizat fiind păcura. Astfel, prin folosirea gazului natural în proporţie mărită injectat cu ajutorul unui arzător cu autocarburare s-au obţinut următoarele rezultate:

— productivitatea cuptorului a fost aceeaşi ca şi în cazul folosirii gazului natural pînă la ponderea de 50—60 %;

— o bună perioadă de funcţionare a cuptorului, uzura bolţii fiind chiar mai mică (în medie 0,30 mm/şarjă), în comparaţie cu uzura bolţilor la cuptoarele echipate cu arzătoare concentrice, care folosesc 50—60 % gaz natural (uzura medie a bolţii 0,6—0,8 mm/şarjă);

— preţul de cost al combustibilului specific este mai scăzut cu circa 10 lei/t oţel (consumul specific de combustibil rămîne practic acelaşi).

Pînă acum au fost echipate cu astfel de arzătoare cu autocarburare două cuptoare şi rezultatele sînt satisfăcătoare.

Funcţionarea termică a cuptoarelor a fost îmbunătăţită şi prin ridicarea presiunii aburului pentru pulverizarea păcurii de la 8 pînă la 10 at, iar cantitatea de abur pentru pulverizarea păcurii a crescut de la 0,5—0,7 kg abur/t păcură pînă la 1—1,2 kg abur/t păcură.

Aceste îmbunătăţiri au creat condiţiile unei combustii mai complete printr-o pulverizare mai avansată a păcurii şi s-a mărit luminozitatea flăcării (mai ales prin prezenţa H_2O în cantitate mai mare), ceea ce a îmbunătăţit transmiterea căldurii de la produsele de ardere către încărcătura cuptorului. Timpul de funcţionare a cuptorului a fost mai mare decît în cazul pulverizării păcurii cu abur în cantitate mai mică şi la presiune mai scăzută.

Supraîncălzirea aburului pentru pulverizare în supraîncălzitoare spirale, amplasate în peretele frontal al uneia dintre camerele regeneratoare (fig. 2), a mărit randamentul termic al cuptoarelor Siemens-Martin.

La montarea supraîncălzitoarelor trebuie respectate următoarele condiţii:

— lungimea ţevii să fie de 12 m/t abur supraîncălzit;

— adîncimea de montare să fie aproximativ un metru de la nivelul superior al grilajului pînă la partea superioară a supraîncălzitorului;

— pentru un diametru al ţevii de 2″ se supraîncălzesc circa 1 500 kg abur/oră;

— îndoirea ţevii în formă de spirală se face la distanţa corespunzătoare diametrului;

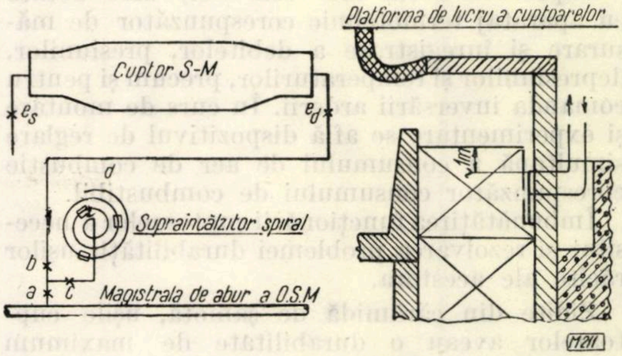


Fig. 2

— este indicat ca oţelul din care este fabricată ţeava să fie oţel refractar (poate fi şi oţel obişnuit pentru ţevi fierbătoare);

— dacă spirala se execută din mai multe ţevi sudate este indicat ca sudura să fie acoperită cu un bandaj metalic sudat;

— se urmăreşte ca supraîncălzitorul să nu rămînă fără abur sau, în cazul opririi temporare a funcţionării cuptorului, să se instaleze o conductă pentru alimentarea cu apă a supraîncălzitorului şi evacuarea la un canal colector.

Astfel s-a reuşit ca temperatura aburului pentru pulverizare, care în magistrala O.S.M. era de 220°C, să crească pînă la 350 — 370°C, adică în supraîncălzitor temperatura creşte cu 100—150°C.

Supraîncălzitoarele spirale sînt simple, au schimb de căldură şi durabilitate bună, nu opun rezistenţă la circulaţia fluidelor gazoase (produse de ardere, aer), deci nu micşorează tirajul cuptorului.

Durabilitatea unui supraîncălzitor din oţel obişnuit este cel puţin cît aceea a unei bolţi, necesitînd însă să fie curăţat în exterior la refacerea mijlocie a cuptorului.

Urmărindu-se efectul aburului supraîncălzit în supraîncălzitorul spirală se constată că consumul specific de combustibil scade în medie cu 6 kgcc/t oţel.

O influenţă pozitivă asupra funcţionării termice a cuptoarelor au avut-o şi ridicarea temperaturii grilajului camerelor regeneratoare pînă la 1 350°C, faţă de 1 300°C — temperatură folosită în ultimul timp — şi creşterea tirajului cuptorului către sfîrşitul campaniei prin arderea unei cantităţi de gaz de cocserie la baza cocsului. Această instalaţie constă dintr-o simplă conductă care pătrunde prin zidăria coşului (un metru de la zidăria interioară spre interiorul coşului), avînd la capăt o reducţie simplă. Prin arderea unei cantităţi de gaz de cocserie echivalentă cu 2—3 kg combustibil convenţional pe tona oțel se realizează o creștere a depresiunii de la baza coșului de circa 3 mm col. apă.

Automatizarea cuptoarelor de la O.S.M. a avut o influență considerabilă asupra creșterii productivității și durabilității cuptoarelor.

Cuptoarele (mai ales cele noi) sînt dotate cu aparataj termotehnic corespunzător de măsurare și înregistrare a debitelor, presiunilor, depresiunilor și temperaturilor, precum și pentru comanda inversării arderii. În curs de montare și experimentare se află dispozitivul de reglare simultană a consumului de aer de combustie corespunzător consumului de combustibil.

Îmbunătățirea funcționării cuptoarelor a necesitat și rezolvarea problemei durabilității ușilor răcite ale acestora.

Zidite din cărămidă de șamotă, ușile cuptoarelor aveau o durabilitate de maximum 4—5 zile. Trecîndu-se la stamparea lor cu făină de cromomagnezită sau magnezită fabricată din recuperări de cărămizi de la demolarea cuptoarelor, durabilitatea ușilor cuptoarelor a ajuns pînă la 17—18 zile.

Ca liant se folosește sulfatul de magneziu în proporție de 3,5—4 % din greutate ; la baterea cu ciocane pneumatice, se adaugă pentru umezire apă. După 10—12 zile de uscare, ușa poate fi întrebuințată.

Prețul de cost al unei uși stampate este de două ori mai mic decît al unei uși zidite cu cărămidă de șamotă, durabilitatea este foarte ridicată, iar funcționarea cuptoarelor nu mai este atît de des oprită pentru schimbarea ușilor.

O influență deosebită asupra creșterii productivității oțelăriei au avut-o îmbunătățirile înfăptuite în sectorul de turnare a oțelului.

Turnarea lingourilor se face pe vagonete, cu excepția celor pentru forjă, de 25 t, 32 t, 40 t, iar dezbaterea se face cu ajutorul macaralei striper. În acest mod, pregătirea ansamblurilor se face mai repede și în condiții mai bune.

Pentru turnarea oțelului, în locul plăcilor de șamotă cu orificii se folosesc cele de magnezită, care în cea mai mare parte se fabrică în oțelărie. În acest fel a fost redus numărul neînchiderilor de oală (totale sau parțiale), micșorîndu-se pierderile de oțel, reducîndu-se rebutul cauzat prin turnarea fără reglare a jetului de oțel și înlăturîndu-se alte deranjamente cauzate de neînchiderile complete ale oalei cu oțel.

Plăcile de magnezită cu orificii se fabrică recuperînd cărămida de la refacerea cuptoarelor, măcinată, amestecată cu o mică cotă de făină de magnezită și cu circa 10 % sulfat de magneziu. Amestecul se presează în matriță la presiuni de 250—300 at (cu ajutorul unor prese cu ulei) și se usucă la temperatură constantă de 20—25°C, timp de 9—10 zile, după care orificiul poate fi întrebuințat. În timpul turnării orificiile se mențin foarte bine și prețul de cost este de aproape patru ori mai redus decît al celor din import.

Păstrarea lor trebuie făcută în camera de uscare, la temperatura riguros constantă de 22°C (20—25°C).

Îmbunătățiri au existat și în privința măririi durabilității utilajului de turnare. Astfel, prin recondiționarea podurilor de turnare și a lingotierelor prin sudură cu electrozi de fontă de o compoziție similară compoziției utilajului, acestea au mai putut fi folosite la încă 6—15 turnări. În prezent se experimentează sudarea alumino-termică a podurilor de turnare, folosind amestecul de Al praf, oxid de fier, cocs ; ca dezoxidanți se folosesc FeSi, FeMn, iar ca amorsă — peroxid de bariu și clorură de potasiu.

Pentru creșterea productivității muncii în curățătoria de lingouri s-a introdus curățarea cu flacără de gaz natural, care mărește productivitatea de cel puțin 4—5 ori ; în funcție de lățimea arzătorului, se micșorează efortul fizic al muncitorilor și se realizează importante economii, prin înlocuirea acetilenei cu gaz natural. Metoda se aplică pentru înlăturarea defectelor de suprafață la lingourile din oțel care au un conținut de carbon de maximum 0,3—0,35 %.

J 1646/62
LEFORDITVA

CZ 621.74.045 : 338.063.41

Posibilități de reducere a prețului de cost prin îmbunătățiri tehnologice la turnarea în coji de bachelită

Ing. ESTERA MOLDOVAN
Uzina „Steagul Roșu" – Brașov

Prețul de cost al pieselor turnate în coji trebuie să scadă cel puțin la nivelul prețului de cost al pieselor turnate în serie la crud, menținînd însă calitatea superioară.

La uzinele „Steagul roșu" există preocuparea de a se reduce prețul de cost al pieselor turnate în coji. În acest scop, s-au efectuat o serie de cercetări, studii și încercări tehnologice, în cadrul cărora, pentru a avea o bază de comparație, s-a ținut seamă de statistici și date anterioare cu privire la condițiile de turnare în nisip a pieselor care se toarnă azi în forme coji, precum și de rezultatele acestor turnări: rebutul și prețul de cost al piesei turnate și prelucrate. S-a observat atunci că, deși rebutul este mai mic la metoda actuală decît la cea clasică, prețul de cost al piesei turnate — fără prelucrare — este mai mare.

Analizîndu-se elementele prețului de cost, s-a văzut că ceea ce scumpește piesa în mod deosebit este în primul rînd liantul.

Influență considerabilă în creșterea prețului de cost au, de asemenea, rebutul, costul ridicat al manoperei și al utilajului, regia mare. Aceste elemente sînt identice peste tot unde se aplică acest procedeu de turnare, și asupra lor trebuie acționat.

ÎNCERCĂRI TEHNOLOGICE

Pentru înlocuirea liantului, s-au făcut unele cercetări; se găsesc și în literatura de specialitate, mai ales în cea sovietică, unele indicații cu privire la încercarea de înlocuire de exemplu a rășinilor organice cu săruri anorganice, dar nicăieri nu se lucrează cu acestea în serie.

Uzinele de tractoare „Ernst Thälmann" din Brașov lucrează cu novolac lichid care este cu aproximativ 40% mai ieftin ca praful, dar acesta necesită un anumit tip de utilaj de preparare pe care nu-l avem, și care, în cazul cînd uzina noastră ar intenționa să adopte rețeta umedă, ar necesita investiții capitale cu termen îndelungat de amortizare, care în loc să ieftinească produsul l-ar scumpi.

Unii autori recomandă să se execute cojile din amestec cu silicat de sodiu întărit cu CO_2.

Luînd în considerare faptul că și această metodă necesită un utilaj special, cu ajutorul laboratorului serviciului metalurgic, la uzinele „Steagul roșu" din Brașov, s-au făcut unele încercări de a executa coji atît cu un singur strat de amestec cu silicat, cît și cu două straturi: primul cu novolac în amestec, al doilea cu silicat.

Modul de lucru. Pe placa-model caldă s-a presărat amestec cu silicat de sodiu 7%, bătătorindu-se cu ciocanul de lemn. Grosimea amestecului a fost de aproximativ 20 mm.

S-a întărit apoi coaja atît prin încălzire în cuptor, cît și prin suflare deasupra cu CO_2. S-a dovedit că cea mai bună întărire este aceea făcută cu CO_2. Extragerea cojii s-a făcut normal, cu dispozitivul de la postul de format coji.

Inconvenientul a fost însă că suprafața interioară a cojilor prezenta goluri și pori din cauza configurației sinuoase a modelelor.

S-a încercat presarea amestecului pe placa-model rece, dar pătrunderea bioxidului de carbon era îngreunată de grosimea cojii bătătorite și de lipsa unui utilaj adecvat.

S-a încercat formarea unei coji extrem de subțiri cu novolac pe placa caldă de 1—2 mm, peste care imediat s-a stropit silicat de sodiu și s-a presărat amestec cu silicat.

Această coajă a putut fi întărită atît cu CO_2, cît și prin coacere în cuptor.

Rezultatele. Extragerea a fost ușoară, suprafața interioară perfectă, iar rezistența cojii bună, aproape mai bună decît cu novolac.

Piesele turnate au suprafața foarte curată, iar rebutul provenit din sufluri este mult scăzut, deoarece permeabilitatea este mare, iar novolacul generator de gaze este în cantitate mică.

În ceea ce privește prețul de cost, reducînd cel puțin 50% din proporția de novolac, rezultă o economie de circa 500 lei/t amestec.

REDUCEREA REBUTULUI

În scopul reducerii rebutului, provocat în majoritatea cazurilor de sufluri provenite din arderea rășinii, în cadrul laboratorului uzinei „Steagul roșu" din Brașov s-au făcut unele încercări pe baza indicațiilor din literatura de specialitate.

Proba a constat din adăugarea unor săruri în amestecul obișnuit cu novolac, pentru a permeabiliza pe de o parte amestecul, iar pe de altă parte pentru a provoca o degajare mai rapidă a gazelor și evacuarea lor înainte de solidificarea metalului.

Probele făcute au fost următoarele:

— cu adaos de 2% MnO_2, s-au făcut trei serii de încercări: cu pulbere fină, granulație mică și medie. Rebutul mediu a fost 1,8%;

— cu adaos de 2% alumină, s-au turnat o serie de probe cu rebut = „0";

— cu adaos de 2% CO_3Na_2, rebutul este „0";

— cu adaos de 2% CO_3Mg, din cauza retasurii, rebutul este de 20%;

— cu adaos de 2% CO_3Ca, rebutul este 1,7%;

— cu adaos de 2% CO_3HNa, rebutul este „0", iar suprafața pieselor este excepțional de curată;

— cu adaos de 4% PbO, rebutul din cauza aderențelor inadmisibile este 18%.

Teoria s-a dovedit în practică foarte exactă; s-a lucrat cu aproximativ opt săruri și toate rezultatele au fost satisfăcătoare, n-a apărut nici o piesă cu defecte de sufluri.

În schimb, sărurile de magneziu și plumb au favorizat alte defecte, care în mod normal nu apar la piesele încercate.

După reverificarea prin alte probe, s-au eliminat aceste săruri.

Alumina și bicarbonatul de sodiu au dat cele mai bune rezultate, dar ambele sînt destul de scumpe pentru a depăși economia obținută prin scăderea rebutului.

Astăzi se lucrează normal cu adaos în amestec de CO_3Na_2%, care costă puțin și determină scăderea rebuturilor.

ÎMBUNĂTĂȚIREA UTILAJULUI ȘI SDV

1. *Utilajele de formare*, bazîndu-se pe același principiu, sînt aproape similare în toate uzinele; li se aduc însă perfecționări locale, în scopul măririi productivității lor.

De exemplu, uzina de tractoare „Ernst Thälmann" a proiectat un carusel de formare foarte productiv, a cărui capacitate depășește necesitățile actuale ale uzinei. Uzina „Steagul roșu" are, de asemenea, în curs de proiectare o instalație asemănătoare ca productivitate.

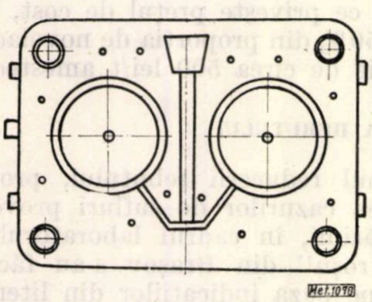


Fig. 1.

Prin intrarea în funcțiune a acesteia, precum și a liniei mecanizate de închidere a formelor și de turnare, va putea fi redus costul manoperei, un alt element important al prețului de cost.

2. *Tehnologia piesei*. Așezarea modelelor pe placă s-au făcut pînă acum „în brăduleț" (fig. 1).

Din necesitatea de a plasa pe placa normalizată de 400 × 500 mm un model care depășea lumina formei, s-a ajuns la o tehnologie ca aceea arătată în figura 2, prin care obținem chiar 14 piese

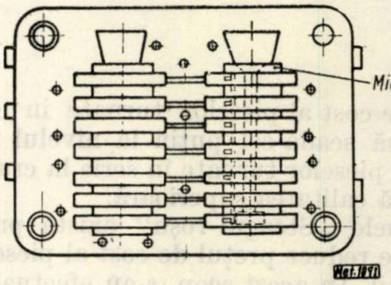


Fig. 2.

din același reper într-o singură formă în loc de două.

Această tehnologie s-a introdus și la alte două repere din care încăpeau înainte pe placă cu plan de separație la mijloc abia șase, iar acum s-au obținut 20 de piese în formă fără plan de separație, deci fără posibilitatea de a rezulta piese umflate (din cauza elasticității cojii).

Această tehnologie necesită cutii de miez și o execuție foarte îngrijită a SDV-urilor.

Luînd în considerare faptul că sculăria nouă a uzinelor „Steagul roșu" are condiții de lucru excepționale și cadre de înaltă calificare, problema execuției nu mai prezintă dificultăți.

Productivitatea acestui utilaj este foarte mare, ajungînd să crească, față de tehnologia veche, de circa cinci ori la unele repere.

SCĂDEREA REGIEI

Întrucît atelierul de turnare în forme coji și cu modele fuzibile este relativ nou înființat, este normal ca regia să fie foarte mare, deoarece o serie de instalații și utilaje sînt noi, iar reperele turnate în serie sînt încă puține.

Pentru micșorarea prețului de cost, este necesar să se introducă cît mai multe repere noi, să se folosească capacitatea maximă a utilajului.

Aceasta este o condiție indispensabilă pentru ca prețul de cost să scadă, fiind necesară și pentru specializarea lucrătorilor, influențînd prin aceasta indirect ieftinirea manoperei.

Acționînd asupra tuturor elementelor enumerate, reducerea prețului de cost rezultată din fiecare element în parte este destul de mică în aparență, dar, ținînd seamă de dezvoltările în perspectivă, se va ajunge să se obțină piese turnate de calitate superioară cu un preț de cost redus.

Lefordítva

Construcția de mașini

CZ 625.282–843.6 : 621.436–7

Aspecte noi la instalațiile de răcire pentru tracțiunea Diesel feroviară

Ing. ION NAN
Uzina „23 August"

Dezvoltarea rapidă a tracțiunii Diesel feroviare, mai ales în perioada postbelică, s-a caracterizat în special prin creșterea puterii instalate a motoarelor, prin supraalimentare normală sau supraalimentare cu răcire intermediară, prin introducerea pe scară din ce în ce mai largă a motoarelor rapide, precum și prin utilizarea cu succes a transmisiilor hidrodinamice. În prezent s-a ajuns să se utilizeze puteri instalate pînă la 4 000 CP pe unitate, realizate prin utilizarea fie a unui singur motor de turație mai lentă (750–1 000 rot/min), fie a două motoare rapide (1 200–1 800 rot/min) și a unor transmisii hidrodinamice capabile să preia aceste puteri.

Ținînd seamă de spațiul disponibil restrîns, de variația mare a cantității de căldură eliminate la diverse regimuri de mers, de variația temperaturilor extreme ale mediului înconjurător ca și de necesitatea reducerii greutății și asigurarea robusteții în exploatare, au rezultat o serie de cerințe importante pentru mărirea eficacității instalațiilor de răcire. S-au găsit soluții constructive noi pentru subansamblurile componente, pentru amplasarea grupurilor de răcire, precum și pentru sistemele de reglaj și protecție.

A. Considerații generale

La construcțiile actuale de motoare, cantitatea de căldură eliminată este de 350–500 kcal/CPh. În aceste valori este cuprinsă și căldura eliminată de uleiul de ungere, uleiul de răcire a pistoanelor (unde este cazul), ca și cea rezultată din răcirea aerului la supraalimentarea înaltă. În cazul utilizării transmisiilor hidrodinamice, trebuie să fie eliminată și căldura rezultată din răcirea uleiului transmisiei, adică 170–250 kcal/CPh, în funcție de viteza minimă la care se transmite puterea maximă a motorului.

Extinderea largă a tracțiunii Diesel pe toate latitudinile globului pretinde instalației de răcire o funcționare corectă între temperaturile extreme –30°C și +50°C. Pentru condițiile de climă temperată ale țării noastre se pot considera ca limite extreme –20°C și +35°C. Eliminarea cantităților de căldură a apei de răcire prin radiator în mediul ambiant se face, la construcțiile actuale, printr-o diferență de temperatură de 8–12°C între intrarea și ieșirea din radiator, respectiv motor.

În cazul utilizării transmisiilor hidrodinamice, această diferență de temperatură include și încălzirea apei în răcitorul transmisiei, care este de 2–4°C. Cu aceste diferențe de temperatură a apei de răcire rezultă un debit al pompelor de 30–60 l/CPh. Deoarece în general s-a menținut sistemul de răcire la care presiunea la aspirația pompei de apă este cea atmosferică sau cel mult înălțimea coloanei de apă pînă la rezervorul de compensație, temperaturile apei în circuit au rămas la valorile uzuale de 70–90°C.

Trebuie menționat că există și sisteme de răcire la care presiunea la aspirația pompei este de 2,5–3 kgf/cm², deci 5–6 kgf/cm² la ieșirea din pompă, presiune ce se poate obține fie cu ajutorul unei pompe speciale volumetrice, fie prin intermediul unui rezervor-tampon cu aer. La aceste presiuni, temperatura de vaporizare a apei fiind de 133–138°C, se poate admite o temperatură maximă de ieșire a apei din motor de circa 120°C. Această creștere față de temperatura uzuală de 80–85°C conduce la o diferență de temperatură medie între apă și aer la radiatoare de circa 70°C față de circa 35°C în celălalt caz.

Din cele expuse rezultă o posibilitate teoretică de reducere a suprafeței de răcire la aproximativ jumătate. În afara influenței directe asupra răcirii, mărirea presiunii aduce și alte avantaje în funcționarea motorului, ca de exemplu: reducerea pericolului de coroziune dinamică a cămășilor de cilindri, reducerea pericolului de formare a pungilor de vapori în locurile supraîncălzite, precum și reducerea puterii consumate de pompă prin îmbunătățirea caracteristicilor ei de funcționare.

Deoarece sistemul de răcire sub presiune nu și-a găsit încă aplicație industrială în tracțiunea feroviară, el fiind încă în studiu și în fază de încercare, în cele ce urmează se vor arăta anumite aspecte ale instalațiilor de răcire cu presiune normală la aspirația pompei.

Introducerea pe scară tot mai largă a supraalimentării înalte a dus la necesitatea răcirii aerului înainte de introducerea lui în motor, în scopul măririi randamentului volumetric. Presiunile actuale de supraalimentare de 1,3—1,8 kgf/cm² ridică temperatura aerului comprimat pînă la circa 100°C. Răcirea aerului se face într-un schimbător de căldură tubular special, așezat într-un circuit de răcire separat, deoarece temperaturile de intrare și ieșire atît ale apei cît și ale aerului diferă de cele ale circuitului principal de răcire. Cantitatea de căldură ce trebuie eliminată este funcție de gradul de supraalimentare și variază în limite foarte largi (45—100 kcal/CPh). Răcirea aerului în răcitor se face chiar pînă la o temperatură minimă de circa 50°C; rezultă deci necesitatea unui debit mare de apă, asigurat de o altă pompă de circulație, deoarece temperatura de ieșire a apei din răcitor este limitată la valori joase (pînă la circa 45°C), din cauza temperaturii de ieșire a aerului, iar temperatura de intrare a apei nu poate fi sub temperatura ambiantă. Pentru aceste valori, rezultă debite de apă de circa 10—25 l/CPh. Cedarea căldurii apei mediului ambiant se face într-un radiator separat cu suprafață de răcire pe cal putere mai mare decît aceea a radiatorului circuitului principal de răcire, datorită diferenței medii Δt_m de temperatură mai mici între aer și apă.

Dacă se notează cu t_e, t_i și t_m temperaturile de ieșire, intrare și medii ale apei, iar cu T_e, T_i și T_m temperaturile de ieșire, intrare și medii ale aerului, diferența temperaturilor medii Δt_m se exprimă prin relația:

$$\Delta t_m = \frac{t_e + t_i}{2} - \frac{T_e + T_i}{2} = t_m - T_m.$$

La circuitul principal de răcire unde:

$$t_e \cong 85°\mathrm{C}\,;\quad t_i \cong 75°\mathrm{C}\,;\quad t_m \cong \frac{75+85}{2} = 80°\mathrm{C},$$

iar $T_e \cong 55°\mathrm{C}$; $T_i \cong 35°\mathrm{C}$; $T_m = \frac{55+35}{2} = 45°\mathrm{C}$, rezultă:

$$\Delta t_m = 80 - 45 = 35°\mathrm{C}.$$

La circuitul de răcire a aerului de supraalimentare unde:

$$t_e \cong 55°\mathrm{C}\,;\quad t_i \cong 50°\mathrm{C}\,;\quad t_m = \frac{55+50}{2} = 47{,}5°\mathrm{C},$$

iar

$$T_e \cong 45°\mathrm{C}\,;\quad T_i \cong 35°\mathrm{C}\,;\quad T_m = \frac{45+35}{2} = 40°\mathrm{C},$$

rezultă:

$$\Delta t_m = 47{,}5 - 40 = 7{,}5°\mathrm{C}.$$

Din acest exemplu rezultă clar diferența mare între valorile lui Δt_m pentru cele două circuite, ceea ce justifică suprafața mare de răcire necesară pentru răcirea aerului de supraalimentare.

B. Scheme de răcire

Deoarece schemele de răcire ale unităților de mare putere trebuie să satisfacă cerințe multiple, ele au devenit mai complicate, cuprinzînd, în afara circuitului clasic de trecere a apei de la motor spre radiatoare și înapoi, și circuitul de preîncălzire a motorului înainte de pornire, cel de menținere în stare caldă a echipamentului-motor la staționări îndelungate pe timp rece, precum și protecția întregii instalații contra avariilor de exploatare.

Schema de răcire pentru automotorul Diesel electric de 2 × 700 CP cu două vagoane motoare fabricat de uzina „23 August" este reprezentată în figura 1. Pompele de apă *4* ale motorului principal *1* și auxiliar *3* aspiră apa din rezervorul de compensație *6* și o împing, prin răcitoarele de ulei *7* și spațiile de răcire ale motoarelor și turbosuflantei *2*, înspre un colector comun. De aci, apa trece în paralel prin patru radiatoare *5* și se întoarce în rezervorul de compensație *6*. În această schemă de răcire, circulația apei se face în mod obișnuit, în paralel prin ambele motoare, trecînd prin rezervorul de compensație, care este intercalat în circuitul principal. Antrenarea ventilatorului se face pe cale mecanică, printr-un reductor care asigură două turații de funcționare, sistemul de reglaj al răcirii fiind completat și prin niște clapete care închid trecerea aerului.

O schemă de răcire pentru o locomotivă Diesel electrică echipată cu un motor de 1 900 CP cu supraalimentare înaltă și răcire intermediară este reprezentată în figura 2. Apa din circuitul prin-

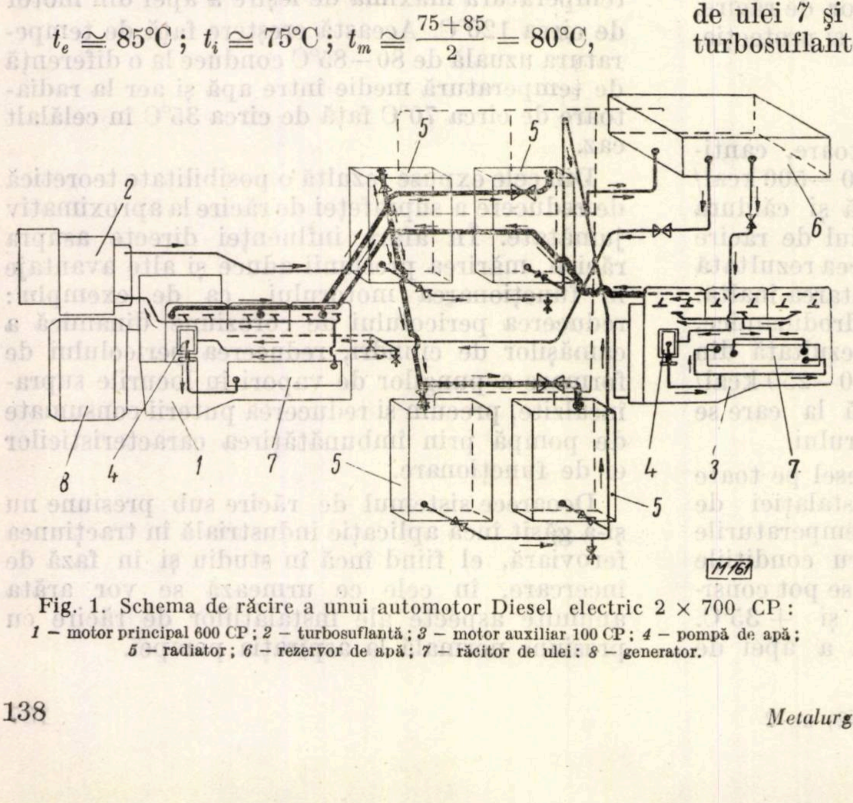


Fig. 1. Schema de răcire a unui automotor Diesel electric 2 × 700 CP: *1* — motor principal 600 CP; *2* — turbosuflantă; *3* — motor auxiliar 100 CP; *4* — pompă de apă; *5* — radiator; *6* — rezervor de apă; *7* — răcitor de ulei; *8* — generator.

cipal de răcire este împinsă prin motor de către pompa *15* spre radiatorul *2*, fiind apoi aspirată din nou de către pompa *15*. De acest circuit principal este legat în paralel circuitul

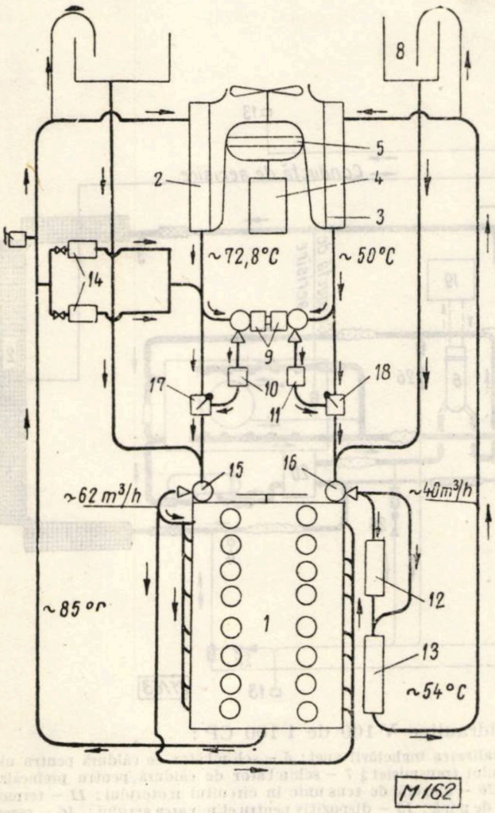


Fig. 2. Schema de răcire a unei locomotive Diesel electrice de 1 900 CP:

1 – motor; *2*, *3* – radiator; *4* – electromotor; *5* – cuplaj hidraulic Voith; *6* – termostatul ventilatorului; *7*, *8* – rezervor de compensație; *9* – pompă de circulație; *10*, *11* – schimbător de căldură pentru preîncălzire; *12* – răcitorul intermediar al aerului de supraalimentare; *13* – schimbător de căldură pentru uleiul de ungere; *14* – instalație de încălzire a cabinei de comandă; *15*, *16* – pompă de apă; *17*, *18* – clapetă cu trei căi.

pentru preîncălzirea motorului înainte de pornire, compus din pompa de circulație *9*, schimbătorul de căldură *10* și clapeta *17*. În schimbătorul de căldură *10*, apa este încălzită de la o sursă externă și, datorită clapetei *17* care închide trecerea spre radiator, este obligată să treacă prin motor în sensul circuitului normal. Pentru compensarea pierderilor de apă, există o conductă de legătură de la rezervorul de compensație *7* pînă la aspirația pompei *15*. Acest fel de a lega rezervorul de compensație în circuit evită depresiunile la aspirația pompei, ceea ce elimină pericolul introducerii de aer în circuit. Pe conducta de legătură dintre motor și radiator este montat un termostat electric pentru comanda turației ventilatorului, iar în punctul cel mai înalt conducta de aerisire este legată de rezervorul de compensație *7*. Tot de acest circuit principal este legat în paralel și circuitul de încălzire a cabinei mecanicului, format din două radiatoare *14*. Circuitul auxiliar care servește pentru răcirea aerului de supraalimentare este complet independent. Pompa *16* împinge apa prin schimbătorul de căldură *12* al aerului și răcitorul de ulei *13* al motorului înspre radiatorul *3*, de unde o aspiră iarăși închizînd circuitul. Și la acest circuit există un circuit auxiliar în paralel, de preîncălzire a uleiului de ungere, format dintr-o pompă de circulație *9* montată pe axul aceluiași electromotor care antrenează și pompa circuitului principal, un schimbător de căldură *11* și clapeta *18*. De asemenea, circuitul mai are un rezervor separat de compensație *8* legat de aspirația pompei *16*, precum și o conductă de aerisire.

Antrenarea ventilatorului se face prin motorul electric *4* și un cuplaj hidrodinamic *5*, care prin umplere parțială comandată de termostatul *6* asigură o turație variabilă a ventilatorului. În figura *3* este reprezentată schema instalației de răcire a locomotivei Diesel hidraulice V 100, echipată cu un motor de 1 100 CP și o transmisie hidrodinamică Voith.

Apa din circuitul de răcire este aspirată de pompa dublă *20* și refulată în paralel prin schimbătorul de căldură *5* al uleiului de ungere a motorului și de răcire a pistoanelor, precum și prin schimbătorul de căldură *6* pentru răcirea uleiului transmisiei hidraulice. Cele două circuite se unesc la intrarea în motor. De aici, apa trece prin motorul *1* în turbosuflantă înspre radiatoarele *2*, peste clapeta de sens unic *10*. Pentru preîncălzirea motorului înainte de pornire există un circuit în paralel care cuprinde pompa de circulație *9* și schimbătorul de căldură *7*. Datorită clapetei de sens unic *10*, circulația apei în cazul preîncălzirii se face tot în sensul circuitului normal.

Rezervorul de compensație *16* este legat de aspirația pompei *20* prin intermediul dispozitivului de eliminare a bulelor de aer *15* de care este legată și conducta de aerisire.

Umplerea instalației este asigurată prin cele două conducte *13* de ambele părți ale locomotivei, sau cu o pompă de mînă *14*. Golirea instalației se face cu ajutorul robinetelor *26*. Pentru diverse necesități de apă caldă pe conducta de legătură spre radiator există o priză așezată imediat după clapeta *10*.

La această schemă s-a acordat o atenție deosebită preîncălzirii întregii instalații înainte de pornire, ca și menținerii ei în stare caldă pe o durată de circa 8 ore, în caz de staționare afară, pe timp rece (de la –20 pînă la –30°C). Pentru acest scop, schimbătorul de căldură *7* este executat cu trei circuite, unul pentru apa de răcire a motorului, unul pentru abur și unul pentru apa caldă. Sursa de abur o formează cazanul *21* de tip Vapor-Heating cu funcționare automată, folosit pentru încălzirea trenului.

Sursa de apă caldă o formează rezervorul de alimentare *22* pentru completarea apei din cazan; acest rezervor este izolat și poate fi încălzit prin injectare de abur. Pentru preîncălzirea instalaţiei, schimbătorul de căldură *7* primeşte abur, astfel încît apa din întregul circuit de răcire este încălzită, fiind vehiculată de pompa *9* antrenată de un electromotor. La atingerea unei temperaturi de circa 50°C, termostatul *11* permite pornirea motorului Diesel, întrerupînd operaţia de preîncălzire. Pentru menţinerea instalaţiei în stare caldă, se injectează la început abur în rezervorul de alimentare *22*, pînă cînd apa din acesta a ajuns la o temperatură de 50—70°C, acumulînd o cantitate de 120 000—180 000 kcal; după aceea se întrerupe funcţionarea cazanului. Temperatura din instalaţia de răcire scăzînd pînă la 15°C, termostatul *17* comandă punerea în funcţiune a pompei de circulaţie *24* care aspiră apa caldă din rezervorul de alimentare, refulînd-o prin schimbătorul de căldură *7*, punînd totodată în funcţiune şi pompa de circulaţie *9*. Se realizează astfel o încălzire a instalaţiei de răcire pînă la o temperatură de 20°C, după care termostatul *17* deconectează electromotorul care antrenează pompa. La o nouă scădere a temperaturii, procesul se repetă, şi anume atît timp, pînă cînd s-a epuizat cantitatea de căldură înmagazinată în rezervorul de alimentare. Procesul de menţinere în stare caldă cu variaţiile de temperatură şi perioadele de lucru ale pompelor este reprezentat în diagrama din figura 4. La această instalaţie, antrenarea ventilatorului se face cu ajutorul unor agregate hidrostatice, reglajul făcîndu-se automat printr-un regulator termostatic *3* care comandă variaţia turaţiei ventilatorului.

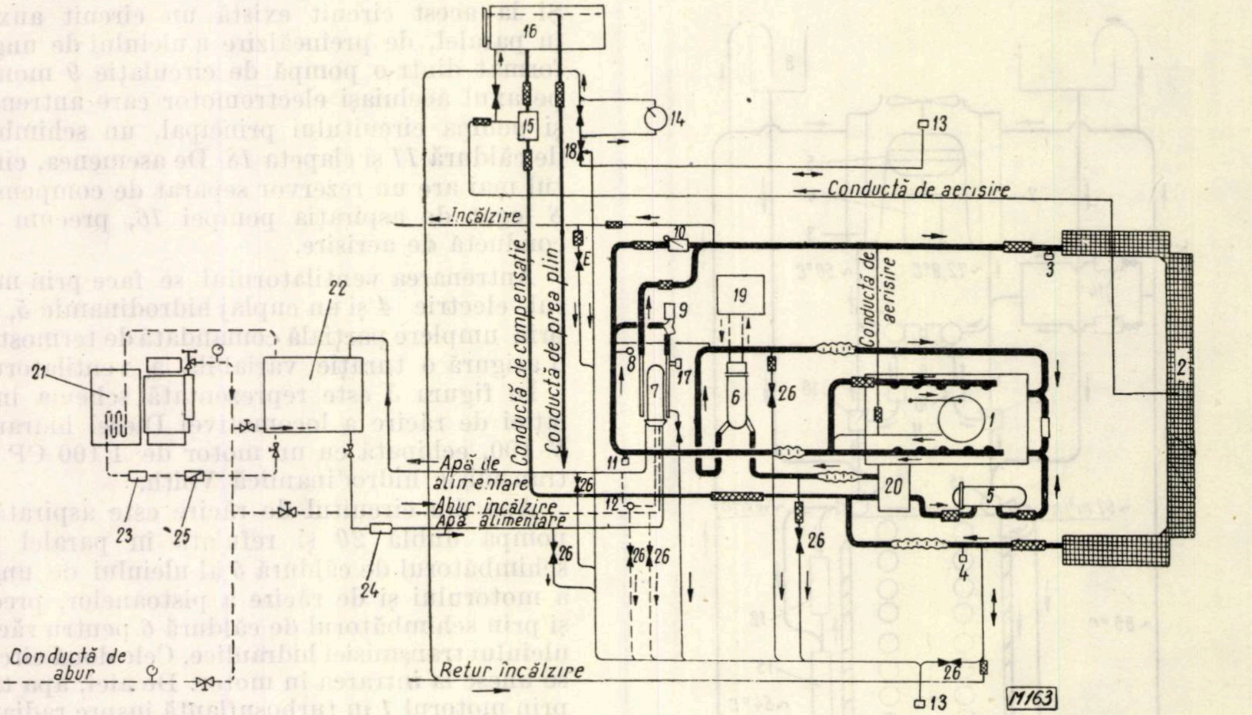


Fig. 3. Schema de răcire a locomotivei Diesel hidraulice V 100 de 1 100 CP:

1 — motor Diesel; *2* — radiator; *3* — regulatorul ventilatorului; *4* — termostat pentru semnalizarea îngheţării apei; *5* — schimbător de căldură pentru uleiul de ungere şi uleiul de răcire a pistoanelor; *6* — schimbător de căldură pentru răcirea uleiului transmisiei; *7* — schimbător de căldură pentru preîncălzire; *8* — captor termostatic; *9* — pompă de circulaţie pentru preîncălzirea circuitului principal; *10* — clapetă de sens unic în circuitul motorului; *11* — termostat pentru pornire; *12* — oală de condensaţie; *13* — dop de umplere şi golire; *14* — pompă de mînă; *15* — dispozitiv pentru eliminarea aerului; *16* — rezervor de compensaţie; *17* — termostat pentru comanda preîncălzirii; *18* — robinet cu trei căi; *19* — transmisie Voith; *20* — pompa motorului; *21* — cazan; *22* — rezervor de alimentare; *23* — pompă de circulaţie pentru cazan; *24* — pompă de circulaţie a apei calde; *25* — clapetă de sens unic; *26* — robinet de golire.

Se menţionează că, înainte de pornire, este necesar să se preîncălzească întreaga instalaţie, pentru a se asigura o temperatură uniformă a tuturor agregatelor, nu numai a motorului.

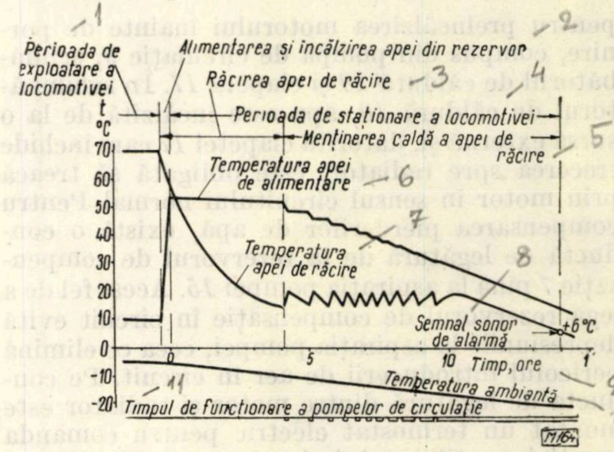


Fig. 4. Curbele caracteristice pentru menţinerea în stare caldă a locomotivei.

Legarea schimbătorului de căldură *6* al transmisiei în circuitul principal şi înaintea motorului este condiţionată de faptul că temperaturilelimită de funcționare ale uleiului sînt aceleași ca și temperaturile de funcționare pentru motor (degradare la temperaturi prea înalte și viscozitate prea mare care ar împiedica buna funcționare la pornire, la temperaturi prea joase).

Ca detalii constructive noi în instalație, se pot menționa separatorul de aer *15* și clapeta *10*. Avantajul acestui separator de aer este acela că separă bulele de aer din țeava de aerisire, asigurîndu-le trecerea înspre rezervorul de compensație, fără ca toată apa care vine prin conducta de aerisire să intre în acest rezervor. Se evită în felul acesta încălzirea apei din rezervor și radiația de căldură respectivă.

Clapeta de sens unic *10* (fig. 3) sau clapeta cu trei căi *17* (fig. 2) înlocuiesc robinetele cu comandă manuală, simplificînd și automatizînd circulația apei.

Pe măsura introducerii unităților de putere din ce în ce mai mari, cu instalații de răcire din ce în ce mai perfecționate, s-a impus necesitatea prevederii unor sisteme de protecție, pentru a se evita avarii grave ale motorului (topire a cuzineților, gripări de pistoane, crăpări de chiulase etc.) cauzate de deficiențe de ordin minor de exploatare, ca: pierderi de apă, supraîncălziri locale, înfundarea unei țevi sau a elementelor etc. Aparatura de protecție urmărește să sesizeze variațiile inadmisibile de temperatură, de presiune, precum și existența apei în circuit. În afara termometrelor la distanță care indică în permanență temperatura apei din circuit sînt prevăzute termostate reglabile de semnalizare a temperaturii maxime. Acestea sesizează (prin aprinderea unei lămpi și punerea în funcțiune a unei sonerii) atingerea temperaturii maxime de funcționare admise. Un alt termostat de protecție aduce motorul Diesel la turația de mers în gol la depășirea cu o anumită valoare a temperaturii maxime de funcționare. Pentru prevenirea înghețării apei din instalație, un termostat declanșează un semnal acustic, avertizînd astfel personalul de exploatare din apropiere. Pentru prevenirea pornirii motorului rece, un termostat blochează pornirea pînă cînd apa din circuitul de răcire este preîncălzită pînă la temperatura stabilită.

Pentru controlul presiunii apei din circuit sînt instalate manometre. În cazul scăderii presiunii sub o valoare-limită (defectarea pompei de apă), un presostat oprește motorul.

Chiar și pentru supravegherea nivelului apei din rezervorul de compensație există un dispozitiv de protecție în afara indicatorului de nivel obișnuit. Un releu special aduce motorul la turația de mers în gol, atunci cînd apa din rezervor a scăzut sub nivelul minim. Cu toată complicația introdusă prin montarea acestor aparate de protecție care ridică și prețul de cost al instalației, ele se folosesc pe scară tot mai largă, deoarece prin evitarea avariilor se compensează cu mult investițiile efectuate.

C. Sisteme de acționare și reglaj

Crescînd puterea instalată a motoarelor, a crescut implicit și puterea consumată de ventilatoare pentru răcire, mai ales acolo unde în afară de răcirea motorului mai trebuie asigurată și răcirea uleiului transmisiei hidraulice. Ventilatorul unei locomotive de 1 200 CP consumă pentru răcire în zilele călduroase circa 45 CP, iar la o locomotivă de circa 2 000 CP, puterea consumată ajunge pînă la 80 CP. Deoarece, la o antrenare mecanică rigidă a ventilatorului de către motor, puterea consumată de acesta este funcție numai de turația motorului, independent de sarcină și de temperatura exterioară, trebuie să se accepte pierderi de putere inutile, pentru că ventilatorul trebuie dimensionat pentru cea mai defavorabilă situație, care nu apare în exploatare decît la plină sarcină, în zilele cele mai călduroase de vară. Pentru a economisi acest surplus de putere consumată inutil, s-au căutat diferite soluții de antrenare a ventilatorului care să permită variația turației în funcție numai de sarcina motorului și de temperatura ambiantă, independent de turația lui.

Or, variația sarcinii se traduce prin variația temperaturii de ieșire a apei din motor; în scopul unei exploatări raționale a motorului este de dorit ca această temperatură să fie cît mai constantă. S-a constatat că, la o funcționare la 60°C, uzura motorului Diesel este de peste două ori mai mare decît la o exploatare normală la 80°C. La temperaturi sub 60°C, situația se înrăutățește cu atît mai mult, fiind necesar un reglaj special pentru menținerea unei temperaturi constante a apei de răcire.

S-a constatat că acest reglaj este absolut necesar la unitățile de mare putere, deoarece în acest caz variația puterii motorului (de la zero la maximum) și a temperaturii ambiante (de la -20 la $+35$°C) se manifestă prin variații mult mai mari ale temperaturii de ieșire decît la unitățile de putere mică (din cauza suprafeței mai mari de răcire).

Urmărind menținerea unei temperaturi constante de ieșire prin variația turației ventilatorului și a consumului de putere efectiv necesar, s-au realizat o serie de construcții care caută să satisfacă prin diferite mijloace aceste condiții. Soluțiile constructive ale unui ventilator cu pas variabil sau cu ambreiaj electromagnetic, care să asigure o funcționare intermitentă a ventilatorului, utilizate la mașini rutiere, nu s-au introdus la tracțiunea feroviară, din cauza complicației și a nesiguranței în exploatare. Pentru motive de simplitate s-a căutat să se mențină transmisia mecanică, prevăzută însă cu posibilitatea de debreiere a unor ventilatoare, sau să se antreneze ventilatoarele printr-un reductor cu două trepte și poziție de zero, reglajul completîndu-se în ambele cazuri prin manevrarea unor clapete de obturare a orificiilor de pătrundere a aerului.

În figura 5 este reprezentat sistemul de antrenare mecanică a ventilatoarelor sistemului de răcire al automotorului Diesel hidraulic de 600 CP, executat de uzina „23 August". Două din cele patru ventilatoare *3* pot fi scoase din funcțiune prin debreierea ambreiajelor *2*, comandată electropneumatic de la postul de comandă prin supapele *8* și cilindrul *6*. Tot electropneumatic, de la pupitru, se comandă și clapetele *4* din fața ventilatoarelor. Acest sistem reduce consumul de putere la ventilatoare : necesită însă o supraveghere continuă a temperaturii, pentru a se comanda acționarea ambreiajelor și a clapetelor.

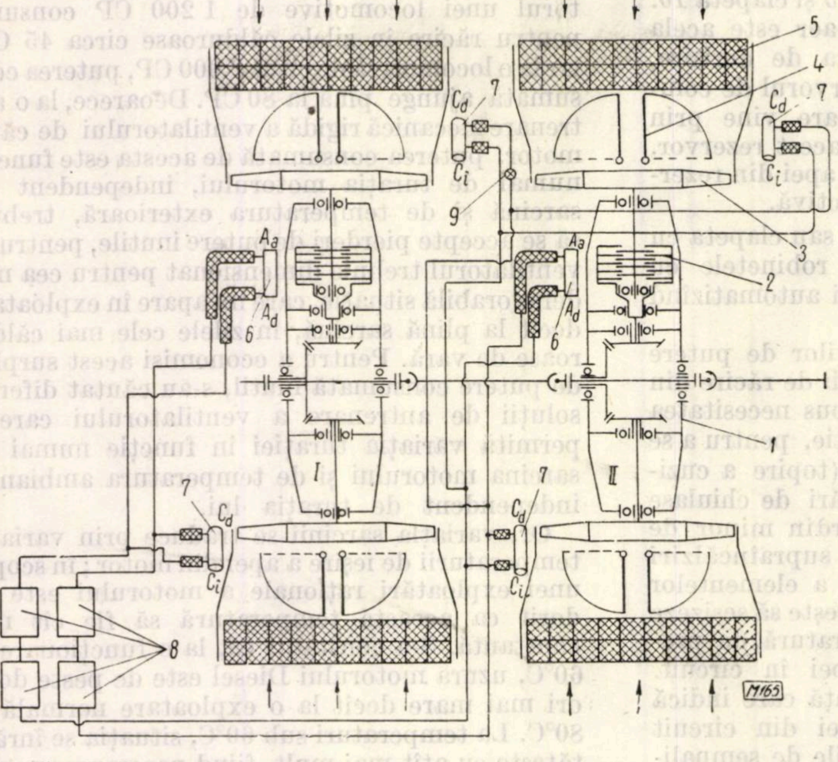


Fig. 5. Sistem de antrenare mecanică cu reglaj prin ambreiaje și clapete :
1 – reductor ; *2* – ambreiaj ; *3* – ventilator ; *4* – clapetă ; *5* – radiator ; *6* – cilindrul de comandă a ambreiajelor ; *7* – cilindrul de comandă a clapetelor ; *8* – supape electropneumatice ; *9* – robinet ; A_d – ambreiaj debreiat ; A_a – ambreiaj ambreiat ; C_i – clapetă închisă ; C_d – clapetă deschisă.

O altă variantă de reglaj al răcirii la care se menține antrenarea mecanică prin curele a ventilatoarelor este cea utilizată la un automotor Renault de 800 CP și reprezentată în figura 6. Reglajul este de tipul „tot sau nimic" și se efectuează prin intermediul robinetului cu trei căi *5*. În funcție de poziția acestuia apa care iese din motor este îndreptată fie prin radiatorul *2* și rezervorul *4* înspre motorul *1*, fie direct prin rezervorul *4* înspre motor. Acționarea robinetului *5* se face prin cilindrul de comandă *9* care primește aer comprimat de la supapa electropneumatică *8*, comandată la rîndul ei de către releul de comandă *7* care primește impuls electric de la captorul termostatic *6* montat pe țeava de ieșire a apei din motor. Sistemul de comandă intră în funcțiune și deschide trecerea spre radiatoare, atunci cînd temperatura apei de ieșire din motor a ajuns la 80°C. Prin intrarea în funcțiune a sistemului de răcire, temperatura apei scade, iar cînd ajunge la 70°C, termostatul comandă închiderea robinetului, deci scurtcircuitarea radiatoarelor. Acest sistem asigură o menținere a temperaturii în limitele 70 . . . 80°C, prin închiderea și deschiderea contactelor captorului termostatic, dar consumă în schimb în permanență pentru ventilatoare puterea maximă corespunzătoare turației respective a motorului.

Un sistem similar, care efectuează reglajul fără trepte pe bază de termostat mecanic, este cel reprezentat în figura 7. Apa caldă care iese din motorul *1* trece prin termostatul *5* și este îndreptată fie spre radiatoarele *2*, fie direct spre răcitorul transmisiei hidraulice *4*, de unde este aspirată de pompa motorului. Antrenarea ventilatorului se face pe cale mecanică rigidă. Termostatul *5* din figura 7, are o capsulă *a* umplută cu un amestec de ceară specială cu pulbere metalică, care la atingerea temperaturii de 70 . . . 75°C trece din starea solidă într-o stare vîscoasă lichidă, prezentînd o creștere mare de volum. Această proprietate este utilizată pentru deplasarea

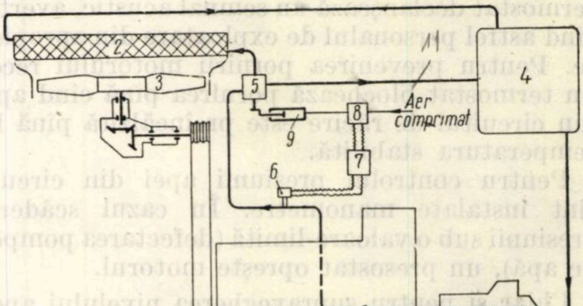


Fig. 6. Sistem de antrenare mecanică cu reglaj prin scurtcircuitare comandată electropneumatic :
1 — motor Diesel ; *2* — radiator ; *3* — ventilator ; *4* — rezervor de compensație ; *5* — robinet cu trei căi ; *6* — captor termostatic ; *7* — releu de comandă ; *8* — supapă electropneumatică ; *9* — cilindru de comandă ; *10* — transmisie Mekydro.

unui piston *b*, care la rîndul lui comandă direct clapeta *c* de deschidere a trecerii apei înspre radiatoare; forța realizată de această capsulă poate ajunge chiar pînă la 70 kgf.

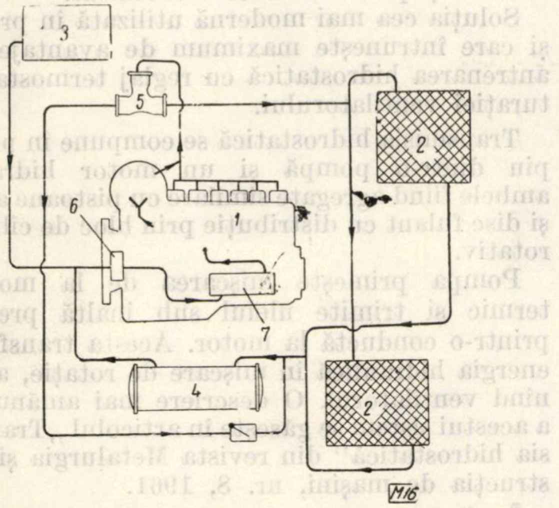


Fig. 7. Sistem de reglaj cu termostat mecanic:
1 – motor; *2* – radiator; *3* – rezervor de compensație; *4* – răcitorul uleiului transmisiei; *5* – termostat; *6* – pompa de apă; *7* – radiator de ulei.

Clapeta se deschide progresiv, pe măsură ce crește temperatura, ajungînd să fie complet deschisă la 80–85°C. La scăderea temperaturii, materialul din capsulă se contractă, pistonul reintră progresiv în vechea poziție și clapeta obturează trecerea înspre radiatoare. Acest sistem nu reduce consumul de putere la ventilator, dar asigură în schimb un reglaj continuu prin mijloace mai simple, datorită numai capsulei care prin dilatare poate realiza forțe de manevrare suficiente. Se remarcă faptul că dilatarea masei ceroase se face cu o creștere de volum foarte mare, tocmai în zona care interesează reglajul (70–85°C), ceea ce face ca reglajul să fie foarte sensibil.

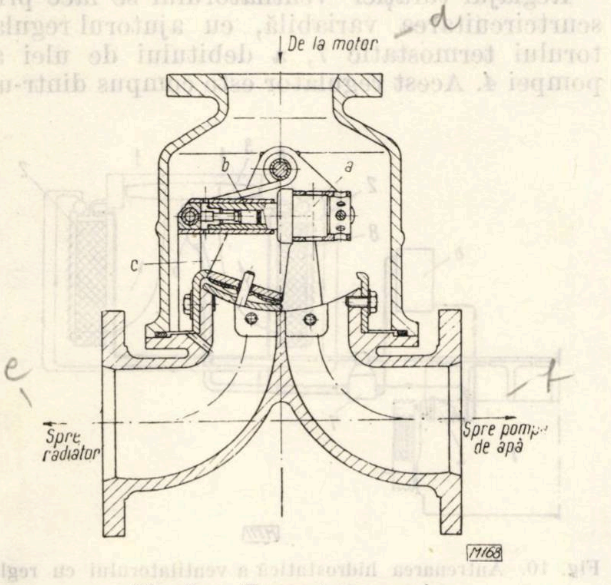


Fig. 7, a. Termostat mecanic:
a – capsulă; *b* – pistonul capsulei; *c* – clapetă.

Trebuie să se menționeze că, la reglajele de scurtcircuitare a radiatoarelor prin termostat, obturarea trecerii apei spre radiatoare nu se face 100%, ci se lasă totdeauna să mai treacă o anumită cantitate și prin radiatoare, pentru a le feri iarna de îngheț.

În scopul adaptării puterii consumate de ventilator la necesarul efectiv s-a introdus în ultima vreme pe scară largă transmisia hidrodinamică pentru antrenarea ventilatoarelor. Această transmisie este compusă în principiu dintr-un ambreiaj hidraulic, rotorul pompei fiind antrenat de către motorul Diesel, iar rotorul turbinei antrenînd ventilatorul. În funcție de cantitatea de ulei existentă în ambreiaj se produce o alunecare mai mare sau mai mică între cele două rotoare, și prin aceasta se obține implicit variația turației ventilatorului. Debitul de ulei este asigurat de către o pompă specială sau chiar de către pompa de ungere a motorului. Variația cantității existente în ambreiaj se asigură prin strangularea variabilă, fie a intrării, fie a ieșirii uleiului din ambreiaj. Comanda strangulării se face printr-un termostat, în funcție de temperatura apei de ieșire din motor, asigurîndu-se prin aceasta o temperatură relativ constantă, independentă de încărcarea motorului.

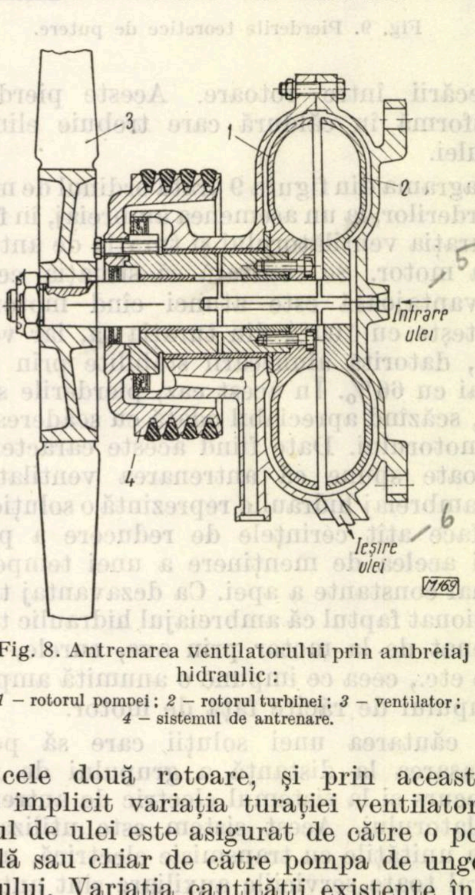


Fig. 8. Antrenarea ventilatorului prin ambreiaj hidraulic:
1 – rotorul pompei; *2* – rotorul turbinei; *3* – ventilator; *4* – sistemul de antrenare.

În figura 8 sînt arătate părțile principale ale unui ambreiaj hidraulic. Mișcarea este preluată de la motor prin șaiba de curea *4* și transmisă rotorului pompei *1*. Uleiul care este introdus central prin ax umple spațiile dintre rotoare și este evacuat la periferia lor. Rotorul turbinei *2* care primește mișcarea o transmite prin intermediul axului la ventilatorul *3*. La acest sistem de antrenare intervin pierderi de putere datorită

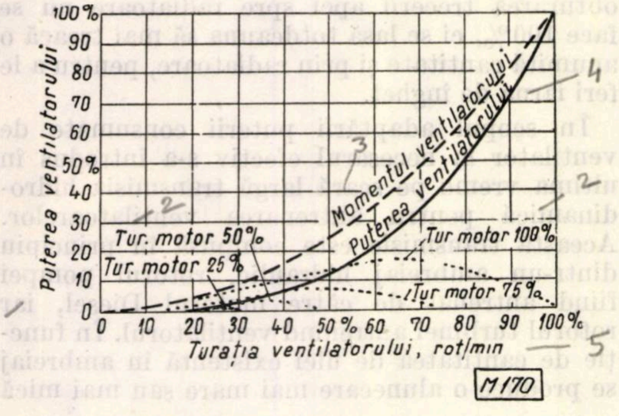


Fig. 9. Pierderile teoretice de putere.

alunecării între rotoare. Aceste pierderi se transformă în căldură care trebuie eliminată din ulei.

Diagrama din figura 9 arată ordinul de mărime a pierderilor, la un asemenea ambreiaj, în funcție de turația ventilatorului și turația de antrenare de la motor. Se constată că situația cea mai dezavantajoasă este atunci cînd motorul se învîrtește cu 100% din turația sa, iar ventilatorul, datorită alunecării stabilite prin reglaj, numai cu 66%. În acest caz, pierderile sînt de 16%, scăzînd apreciabil odată cu scăderea turației motorului. Date fiind aceste caracteristici, se poate spune că antrenarea ventilatorului prin ambreiaj hidraulic reprezintă o soluție care satisface atît cerințele de reducere a puterii, cît și acelea de menținere a unei temperaturi cît mai constante a apei. Ca dezavantaj trebuie menționat faptul că ambreiajul hidraulic trebuie antrenat de la motor prin axe, curele, reductoare etc., ceea ce impune o anumită amplasare a grupului de răcire față de motor.

În căutarea unei soluții care să permită amplasarea la distanță a grupului de răcire, s-a recurs și la sistemul electric de antrenare a ventilatorului. Acest sistem este utilizat mai des la unitățile cu transmisie electrică, unde în general toate serviciile auxiliare sînt antrenate prin electromotoare.

Sistemul se compune în principiu dintr-un generator și un electromotor de antrenare. Reglajul se face pe cale electrică, datorită impulsurilor primite de la un captor termostatic. Acest reglaj poate fi de tipul ,,tot sau nimic'', soluție care are dezavantajul unor șocuri puternice la comutare sau reglaj continuu. Pentru ușurarea reglajului s-a recurs și la soluția de antrenare a ventilatorului cu un electromotor prin intermediul unui cuplaj hidraulic, soluție utilizată în schema din figura 2. Aceste soluții de antrenare numai pe cale electrică sau combinate cu cuplaj hidraulic au dezavantajul unor pierderi de putere mai mari, precum și al unei greutăți suplimentare importante, ceea ce se traduce și printr-un cost mai ridicat.

Soluția cea mai modernă utilizată în prezent și care întrunește maximum de avantaje este antrenarea hidrostatică cu reglaj termostatic a turației ventilatorului.

Transmisia hidrostatică se compune în principiu dintr-o pompă și un motor hidraulic, ambele fiind agregate similare cu pistoane axiale și disc fulant cu distribuție prin bloc de cilindru rotativ.

Pompa primește mișcarea de la motorul termic și trimite uleiul sub înaltă presiune printr-o conductă la motor. Acesta transformă energia hidraulică în mișcare de rotație, antrenînd ventilatorul. O descriere mai amănunțită a acestui sistem se găsește în articolul ,,Transmisia hidrostatică'' din revista Metalurgia și construcția de mașini, nr. 8, 1961.

În figura 10 este reprezentată o schemă de acționare hidrostatică a ventilatorului. Pompa *4*, antrenată prin curele de la motorul Diesel *1*, transmite uleiul sub presiune prin regulatorul termostatic *7* spre motorul hidrostatic *5*, care antrenează ventilatorul *3*. Uleiul la presiune joasă se întoarce în rezervorul *6*, trecînd printr-un filtru magnetic, de unde este aspirat din nou de către pompa *4*. Un alt circuit secundar transmite ulei sub presiune spre cilindrii de comandă *9*, care acționează închiderea sau deschiderea jaluzelelor *8*.

Reglajul turației ventilatorului se face prin scurtcircuitarea variabilă, cu ajutorul regulatorului termostatic *7*, a debitului de ulei al pompei *4*. Acest regulator este compus dintr-un sertar acționat de o capsulă termostatică care se află în conducta apei de ieșire din motor. Prin deplasarea sertarului, se închid sau se deschid în

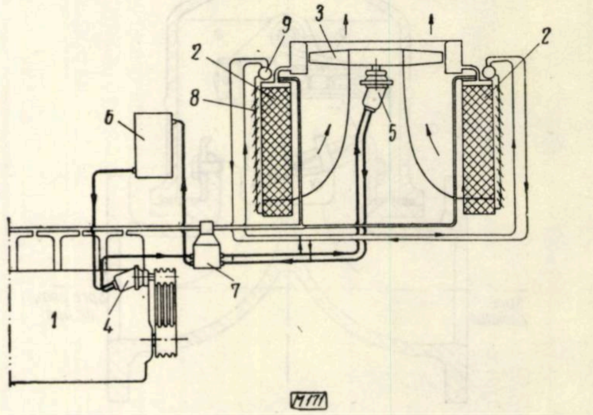


Fig. 10. Antrenarea hidrostatică a ventilatorului cu reglaj termostatic:

1 – motor Diesel; *2* – radiator; *3* – ventilator; *4* – pompă hidrostatică; *5* – motor hidrostatic; *6* – rezervor de ulei; *7* – regulator termostatic; *8* – jaluzele; *9* – cilindru de comandă a jaluzelelor.

mod continuu orificiile care permit trecerea uleiului spre motorul ventilatorului, respectiv înapoi spre pompă. Fenomenul de reglaj se desfășoară în modul următor:

La început, cînd apa din circuit este încă rece, capsula termostatică este strînsă și ține sertarul regulatorului în poziția care scurtcircuitează tot uleiul înapoi spre pompă. În această situație, jaluzelele din fața radiatorului sînt complet închise. Pe măsură ce apa din circuit se încălzește și atinge o temperatură de circa 75°C, capsula se dilată, sertarul începe să obtureze parțial orificiul de scurtcircuitare, provocînd astfel o creștere a presiunii uleiului din circuit. La presiuni de 3–5 kgf/cm², pistonul cilindrului de comandă *9* se deplasează împotriva unui resort de readucere și deschide jaluzelele. Pe măsură ce crește temperatura apei, sertarul închide orificiul de scurtcircuitare, presiunea uleiului crește, iar la o valoare de circa 15 kgf/cm², ventilatorul începe să se învîrtească. Cursa sertarului este astfel stabilită încît la temperatura de circa 85°C obturează complet orificiul de scurtcircuitare, tot debitul trecînd spre motorul hidrostatic care se învîrtește cu turația maximă; presiunea din circuitul de ulei se stabilește la circa 150 kgf/cm². La scăderea temperaturii apei de răcire, fenomenul are loc invers. În această schemă, rolul jaluzelelor nu este de a regla temperatura, ci numai de a se închide la oprirea motorului, pentru a împiedeca o răcire rapidă a apei din radiatoare, răcire care se produce datorită unui efect de tiraj natural al aerului.

Sistemul asigură o adaptare perfectă a turației ventilatorului la necesitățile de răcire, sensibilitatea de reglare a temperaturii apei încadrîndu-se în limitele ± 2–3°C.

Consumul de putere este numai cel efectiv necesar pentru răcire, transmisia lucrînd cu randament foarte bun de 85–88%.

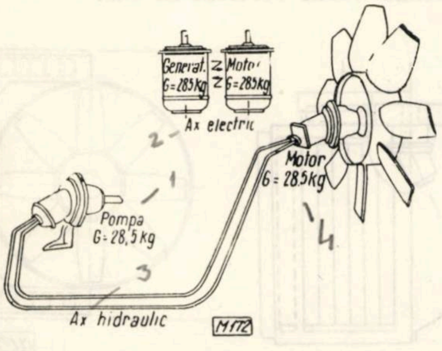


Fig. 11. Comparație între greutatea unei transmisii electrice și aceea a unei transmisii hidrostatice.

Amplasarea grupului de răcire este independentă de poziția motorului, singurele elemente de legătură fiind cele două conducte de ulei. Greutatea sistemului de antrenare este foarte redusă (circa 1–2 kg/CP) la un agregat hidrostatic. O comparație concludentă față de o transmisie electrică este cea reprezentată în figura 11.

D. Amplasări de grupuri de răcire

În decursul dezvoltării construcțiilor de automotoare și locomotive Diesel s-a concretizat și execuția așa-numitului grup de răcire, adică a unei unități independente care cuprinde radiatoarele propriu-zise, ventilatorul, sistemul de antrenare a acestuia, sistemul de reglaj, precum și jaluzelele. Toate acestea sînt montate într-un cadru comun care servește și pentru prinderea elastică pe ramă sau în scheletul vehiculului respectiv. Această soluție constructivă permite un montaj mai ușor în exterior, o probare separată a grupului, precum și o instalare mai rapidă pe automotor sau locomotivă. Numai acolo unde reducerea greutății vagonului constituie o problemă esențială (cazul automotoarelor foarte ușoare) se montează radiatoarele în scheletul vagonului, pentru a se putea elimina astfel rama grupului de răcire.

Amplasarea grupului de răcire este influențată de destinația vehiculului (automotor simplu, tren automotor, locomotivă de manevră, locomotivă pentru trenuri de persoane), adică de spațiul disponibil, precum și de puterea motorului, adică de mărimea suprafeței de răcire necesare. Un alt criteriu important de amplasare este felul antrenării ventilatorului. S-a arătat la capitolul C că numai antrenările electrice și hidrostatice ale ventilatoarelor dau libertate deplină în amplasarea grupurilor; celelalte sisteme, mecanice și hidrodinamice, condiționează amplasarea în imediata apropiere a motorului, sau impun o transmisie mecanică lungă și complicată.

La unele automotoare simple, eventual chiar cu una sau două remorci, cu puteri pînă la 500–600 CP, s-a căutat, din motive de economie de spațiu, să se amplaseze grupurile de răcire dedesubtul vagonului, evitîndu-se astfel să se amenajeze o sală a mașinilor. Grupurile de răcire sînt sau fixate pe boghiul motor (la puteri mai mici), sau prinse de rama vagonului, acolo unde suprafețele de răcire sînt mai mari (fig. 12 și 13). Această dispoziție mărește într-adevăr spațiul util al automotorului, însă conduce la dificultăți apreciabile, în special la puteri mai mari, în conducerea aerului de răcire, a antrenării și reglajului ventilatoarelor (dacă acestea se fac pe cale mecanică). Dispoziția unor radiatoare frontal în acoperiș peste postul de comandă este limitată numai la automotoare de putere mică.

Odată cu dezvoltarea trenurilor automotoare de puteri pînă la 1 200 CP pe unitate motoare, mărimea suprafeței de răcire nu a mai permis amplasarea grupurilor sub vagon. S-a trecut la amenajarea unei săli a maşinilor care cuprinde motor, transmisie, agregate auxiliare, precum şi grupul de răcire.

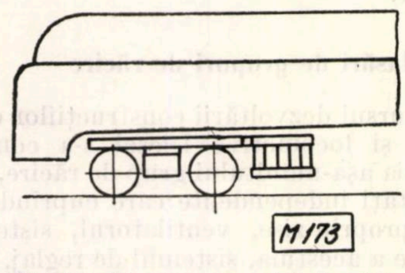


Fig. 12. Montarea grupului de răcire pe boghiu.

Dispoziţia generală este cea reprezentată în figurile 14 şi 15, adică a radiatoarelor montate lateral în pereţi sau în acoperiş (înclinate), unul sau mai multe ventilatoare centrale aspirînd aerul şi refulîndu-l vertical în sus. Această dispoziţie permite cu uşurinţă amplasarea suprafeţei de răcire necesare, prezintă o conducere bună a aerului de răcire, evitîndu-se complet recirculaţia aerului cald, ca în cazul amplasării sub vagon, şi dă posibilitatea montării unor ventilatoare cu diametre mari, care sînt mult mai eficace şi cu randament mai bun decît două sau mai multe ventilatoare mici. La locomotive, amplasarea grupurilor depinde şi de poziţia cabinei de conducere. Acolo unde există o singură cabină de conducere centrală, care depăşeşte în înălţime capotajele din faţă şi din spate, grupul de răcire este montat frontal sau lateral în pereţii capotei. La unităţile de putere mică, ventilatorul mai este dispus cu ax orizontal în spatele radiatorului. În general, el este dispus însă cu axul vertical în partea superioară şi refulează aerul vertical în sus.

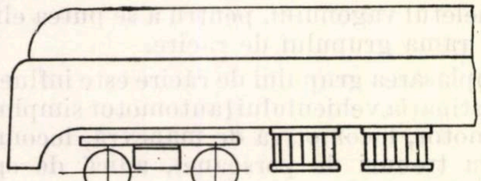


Fig. 13. Montarea grupului de răcire sub rama vagonului.

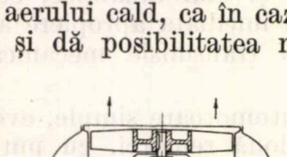


Fig. 14. Grup de răcire cu radiatoare aşezate lateral în pereţi.

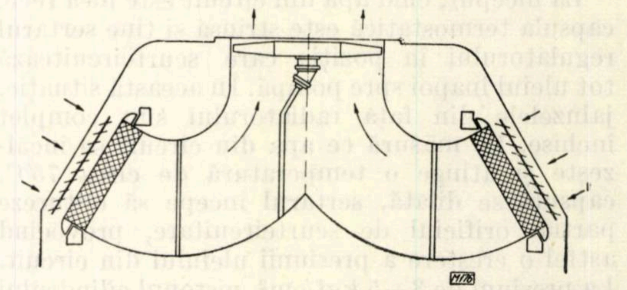


Fig. 15. Grup de răcire cu radiatoare aşezate înclinat sub acoperiş.

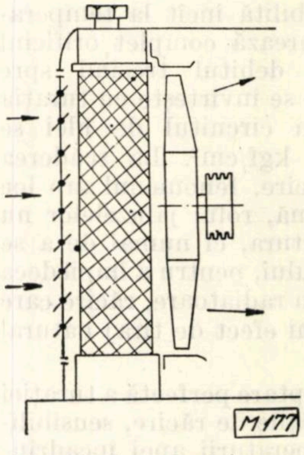


Fig. 16. Grup de răcire amplasat în partea din faţă a locomotivei.

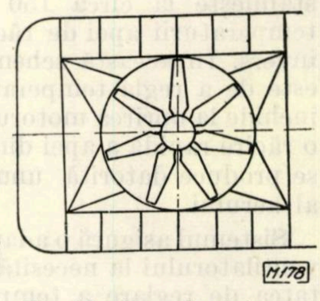


Fig. 17. Grup de răcire cu radiatoare aşezate lateral în pereţi.

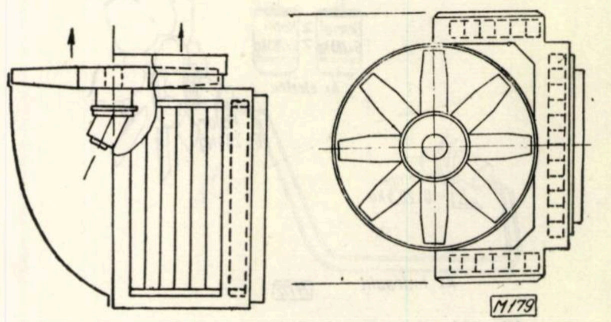


Fig. 18. Grup de răcire cu radiatoarele în formă de U.

În figura 16 este reprezentată amplasarea grupului de răcire în faţă, în figura 17 amplasarea laterală, în figura 18 o amplasare în U, adică o combinaţie între primele două. Acolo unde lățimea capotei nu permite două radiatoare pe ambele părți, grupul de răcire este asimetric, ca cel reprezentat în figura 19.

La locomotivele cu posturi de conducere la ambele extremități ale sălii mașinilor, grupurile de răcire sînt așezate fie lateral în pereți, fie înclinat sub acoperiș (fig. 14 și 15). Trebuie menționat că la unitățile cu două echipamente motoare există și două instalații de răcire separate, fiecare din ele fiind echipată cu grupul său de răcire.

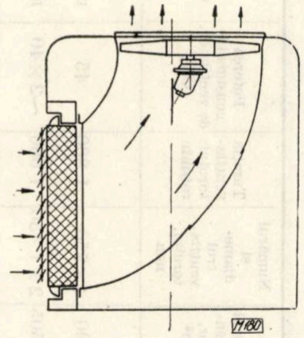


Fig. 19. Grup de răcire asimetric cu radiatoare așezate lateral în pereți.

E. Elemente de răcire

În ultima vreme, elementele de răcire cu țevi ovale și aripioare (fig. 20, *a*) au căpătat o utilizare largă, înlocuind cu succes elementele tip fagure (fig. 20, *b*). Caracteristice pentru un element de răcire sînt suprafețele de răcire directă și indirectă, raportate la suprafața totală, adîncimea, grosimea pereților, secțiunile libere de trecere pentru apă și aer, rezistența la trepidații și șocuri, sistemul de fixare pe radiator.

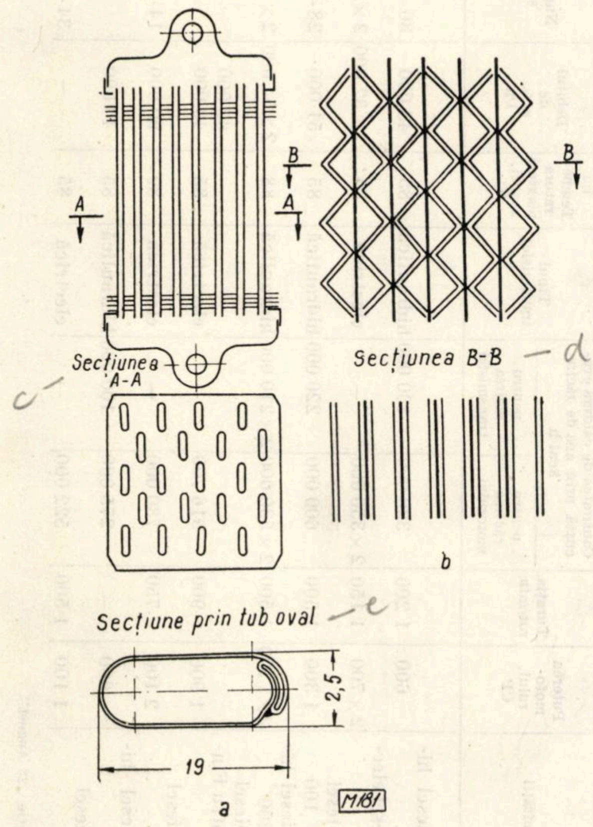


Fig. 20. Element de radiator:
a – cu țevi ovale; *b* – tip fagure.

Prin suprafața de răcire totală se înțelege suma tuturor suprafețelor în contact cu aerul. Suprafața de răcire directă este cea care separă efectiv apa de aer. Cea indirectă este acea care sub formă de aripioare ajută transmiterea căldurii, nefiind ea însăși în contact direct cu mediul cald (apa).

Este evident că, cu cît procentul de suprafață directă raportată la suprafața totală este mai mare, cu atît crește eficacitatea de răcire. Din acest punct de vedere, elementele cu țevi ovale, la care suprafața directă nu reprezintă decît circa 23% din suprafața totală, sînt inferioare celor de tip fagure, la care această suprafață (fig. 20, *b*) este de circa 52%. Pe de o parte, creșterea adîncimii elementului este un factor care mărește eficacitatea de răcire; această creștere este însă limitată, deoarece, de la o anumită valoare în sus, eficacitatea crește în mică măsură, nejustificînd surplusul de greutate și costul mărit. Adîncimea elementului utilizată în prezent este de 125–250 mm. Pe de altă parte, pentru un ventilator dat ce se învîrtește la o turație constantă, reducerea adîncimii elementului se traduce printr-un debit de aer mărit (scăzînd rezistența de trecere prin element); rezultă deci eficacitatea de răcire mărită, însoțită bineînțeles de o creștere de putere consumată.

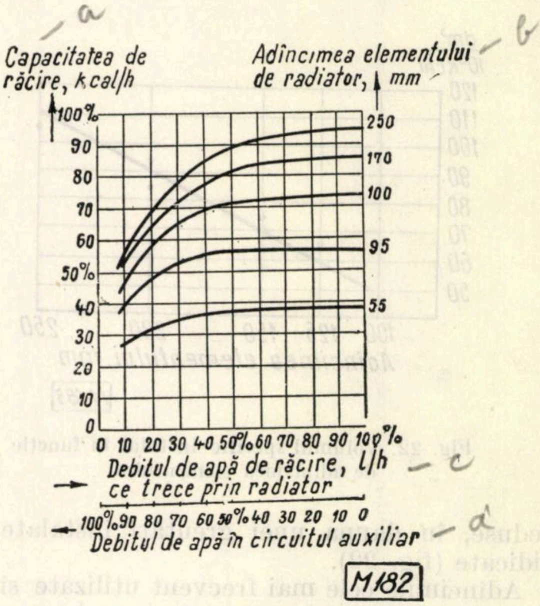


Fig. 21. Eficacitatea de răcire în funcție de adîncimea elementului.

La uzina „23 August" s-au efectuat probe și măsurări, în vederea stabilirii eficacității unui grup de răcire pentru un automotor Diesel hidraulic de 600 CP cu cîte două șiruri de elemente de 123 mm adîncime (grupul de răcire din fig. 15), comparîndu-se răcirea cu două șiruri de elemente (adîncime totală 246 mm) cu răcirea cu un șir de elemente (adîncimea 123 mm). La această probă s-a menținut turația ventilatorului constantă. La scoaterea șirului de elemente din față, s-a constatat o creștere a temperaturii apei de răcire cu numai 3°C, un debit al ventilatorului mărit cu circa 40%, o creștere cu circa 15% a puterii consumate și o scădere a diferenței de temperatură a aerului de 3–4°C la ieșire și la intrare. Aceste valori au dovedit și în acest caz că adîncimea de 246 mm este limita practică pînă la care se poate ajunge. Trecînd într-o diagramă cifra caracteristică de dm³ de element/10^5 kcal de evacuat, în funcție de adîncimea elementului, la diferite grupuri de răcire realizate, se poate constata o variație aproape liniară, adîncimile mari avînd avantajul unei puteri consumate mai reduse, în dauna unei greutăți instalate mai ridicate (fig. 22).

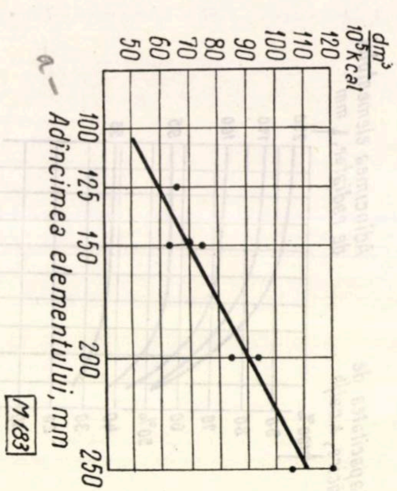


Fig. 22. Volumul specific instalat în funcție de adîncimea elementului.

Adîncimile cele mai frecvent utilizate sînt de 125, 150 și 200 mm.

Elementele de tip tubular prezintă, față de elementele tip fagure, o serie de avantaje constructive care se manifestă prin rezistența mult mărită la trepidații și șocuri, secțiuni constante de trecere a apei cu rezistență mult mai mică, precum și o rezistență mecanică sporită la presiuni de funcționare mai ridicate. Țeava ovală se realizează din bandă de cupru cositorită de 0,18–0,25 mm grosime, îmbinată prin fălțuire. Aripioarele sînt ștanțate din bandă de cupru de circa 0,1 mm. La capete, țevile ovale sînt lipite cu cositor pe o placă tubulară mai groasă de care este prins și capacul. Sistemul de prindere pe bazine este fie prin ureche cu piulița înfundată, fie prin cot cu flanșă.

Din cauza acestor proprietăți, folosirea acestor elemente s-a impus mai mult în ultima vreme, cu toate că din punct de vedere al suprafeței de răcire directă sînt mai dezavan-

Tabela 1

Denumirea unității	Puterea motorului, CP	Turația, rot/min	Cantitatea de căldură evacuată prin apa de răcire, kcal/h		Tipul transmisiei	Temperatura maximă a apei, °C	Debitul de apă, l/h	Numărul, lățimea, adîncimea și lungimea elementelor, mm	Suprafața frontală a radiatorului, m²	Volumul elementelor, dm³	Numărul și diametrul ventilatorului, mm	Turația ventilatorului, rot/min	Puterea consumată de ventilator, CP	Antrenarea ventilatorului
			pentru răcirea motorului	pentru răcirea transmisiei										
a	b	c	d e	f	g	h	i	k	l	m	n	p	r	s
1 – Automotor Diesel hidraulic *	600	1 200	330 000	130 000	1 hidraulică	85	43 000	80–100×125–750	2×2,4	590	4×750	1 800	45	mecanică – 1
2 – Automotor Diesel electric *	2×700	1 150	2×350 000	—	2 electrică	85	2×32 000	2×36–100×125–1 240	2×4,1	2×505	2×1 450	1 000	~2×40	mecanică – 1
3 – Locomotivă Diesel hidraulică V 100	1 300	1 500	600 000	220 000	1 hidraulică	85	51 000	28–100×150–1 450	3,78	570	1 320	1 220	39	hidrostatică – 2
3 – Locomotivă Diesel hidraulică V 200	2×1 100	1 500	2×530 000	2×210 000	1 hidraulică	88	2×54 000	2×18–200×200–950	2×1,53	2×685	4×900	1 450	2×22,5	hidrostatică – 2
4 – Locomotivă Diesel electrică pentru Finlanda	1 900	900	916 700	—	2 electrică	85	62 000 40 000	—	—	—	—	—	—	electrică + cuplaj hidraulic – 3
5 – Locomotivă Diesel electrică	2 100	750	780 000	—	2 electrică	89	90 000	14–200×200–1 350	1,75	700	1 350	1 230	32	hidrostatică – 2
1 – Automotor Diesel hidraulic	600	—	275 000	100 000	1 hidraulică	85	40 000				1 000			ambreiaj hidraulic – 4
2 – Automotor Diesel electric	1 100	1 500	522 000	—	2 electrică	85	—	34–100×150–900	2,70	410	1 130	1 450	28	hidrostatică

6 – * Fabricație „23 August”.

tajoase decît cele de tip fagure. La construcţiile efectuate, viteza apei prin ţevile ovale este de 0,2—0,25 m/s, viteza maximă a aerului de 7 m/s prin element şi debitul maxim circa 8 kg aer pe m^2 suprafaţă de radiator şi secundă.

F. Concluzii

Mărirea cantităţilor de căldură de evacuat, datorită creşterii considerabile a puterilor instalate ca şi introducerii transmisiilor hidrodinamice, a ridicat o serie de probleme noi la instalaţia de răcire. Rezolvarea lor cu succes s-a putut face numai prin acţionarea simultană asupra tuturor factorilor, şi anume :

— reducerea pe cît posibil a cantităţii de căldură evacuată, prin îmbunătăţirea randamentului motoarelor Diesel şi a transmisiilor hidrodinamice (valori minime circa 350 kcal/CPh la motor şi circa 170 kcal/CPh la transmisie) ;

— mărirea eficacităţii de răcire prin mărirea suprafeţei de răcire şi a vitezei de circulaţie a apei şi a aerului ;

— asigurarea, datorită sistemului de reglaj automat cu termostate, a unei temperaturi de funcţionare optime şi aproape constante la toate regimurile de funcţionare a motorului, independent de încărcarea sa şi de temperatura exterioară ;

— reducerea puterii consumate de ventilator la necesarul efectiv în fiecare moment, prin adaptarea unor sisteme de antrenare cu turaţie variabilă, comandate de către termostate ;

— mărirea siguranţei în exploatare, prin mărirea rezistenţei mecanice împotriva trepidaţiilor şi şocurilor, precum şi prin introducerea unor sisteme complexe de protecţie a instalaţiei împotriva avariilor ;

— protejarea instalaţiei ca şi a echipamentului motor împotriva îngheţului, prin completarea lor cu o instalaţie de menţinere în stare caldă în timp de staţionare şi preîncălzire înainte de pornire ;

— îmbunătăţirea calităţii tuturor agregatelor instalaţiei de răcire prin asigurarea execuţiei lor la întreprinderi profilate ori specializate în acest sens.

În tabela 1 sînt centralizate o serie de date ale unor instalaţii de răcire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Babicev, V. Z. *Avtomobilnie radiatorî.* În : Rasciot konstrucţia i proizvodstvo, Maşghiz, 1951.

[2] Babicev, V. Z. *Proizvodstvo avtomobilnîh radiatorov*, Maşghiz, 1958.

[3] Silaev, A. A. *Jitkostnie sistemî ohlajdenia tankovîh dvigatelei*, Maşghiz, 1948.

[4] Caroli *Lüfterantrieb mit thermostatischer Regelung.* Stuttgart, 1958. Sonderdruck der Firma Süddentsche Kühlerfabrik Julius Fr. Behr Stuttgart — Feuerbach.

[5] Adamek, K. H. *Kühlergruppe der Dieselhidraulischen Locomotive* V 100, M.T.Z. nr. 6, iunie, 1960.

[6] Gratzmüller, J. *Perspectives offertes par des expériences sur le refroidissement des moteurs Diesel.* S.I.A., nr. 6, iunie, 1961.

CZ 669.018.24 : 621.893

Metodă pentru stabilirea proprietăţilor funcţionale ale materialelor de lagăre şi aplicarea ei în cazul unor aliaje zinc-aluminiu de înlocuire

Ing. ALEXANDRU NICA

Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia" al Academiei R.P.R.

În construcţia de maşini se face tot mai mult simţită nevoia unor noi materiale de lagăre, atît pentru satisfacerea condiţiilor de funcţionare din ce în ce mai grele (sarcini, viteze, temperaturi tot mai ridicate), cît şi pentru evitarea consumului de materiale scumpe.

Pentru atingerea acestor scopuri, institutele de cercetări de specialitate, precum şi uzinele metalurgice elaborează numeroase materiale antifricţiune, care să satisfacă aceste cerinţe. Utilizarea acestor materiale nu este posibilă însă fără o investigaţie prealabilă asupra proprietăţilor funcţionale, care într-o primă fază nu poate fi făcută decît în laborator, în condiţii standard, pentru a exista termeni de comparaţie, urmînd apoi verificarea rezultatelor pe maşini, conform indicaţiilor astfel căpătate.

În acest articol se prezintă o metodă şi aparatajul necesar pentru stabilirea proprietăţilor antrifricţiune şi de uzură ale materialelor de lagăre, precum şi rezultatele obţinute în cazul particular al studierii unor aliaje zinc-aluminiu, în vederea utilizării lor pentru înlocuirea unor materiale scumpe (bronzuri).

1. Materialele de lagăr studiate

Materialele considerate sînt pe de o parte aliaje de aluminiu şi zinc, iar pe de altă parte unele materiale consacrate în construcţia de lagăre cu alunecare (bronzuri).

Compoziţia chimică a aliajelor zinc-aluminiu este prezentată în tabela 1 [1]; bronzurile

(Bz 14T și Bz 6ZnT) corespund specificațiilor prevăzute în standarde (STAS 197-53).

Tabela 1

Compoziție Simbol	Al%	Cu%	Zn	Mg, Sn, Sb, Fe, Pb, Cd, Bi
$ZnAl_{10}Cu_5$	10–15	4–6	Restul pînă la 100%	Sub formă de impurități
$ZnAl_{25}Cu_{1,5}$	25–30	1–3		
$ZnAl_{30}Cu_{1,7}$	~30	1–2		

Atît aliajele zinc-aluminiu, cît și bronzurile studiate au fost elaborate în șarje industriale, avînd proprietăți și caracteristici standard*.

2. Instalația experimentală pentru determinarea proprietăților antifricțiune ale materialelor de lagăre**

Lucrările experimentale în vederea determinării caracteristicilor funcționale ale materialelor de lagăre au fost efectuate cu ajutorul unei mașini de încercat lagăre cu alunecare [2] reprezentată schematic în figura 1. Fusul *1*, împreună cu cuzinetul experimental *2* fixat cu ajutorul carcasei *3* în corpul lagărului *4* constituie un ansamblu care se apropie ca formă, dimensiuni și construcție de un lagăr industrial; în figura 2 se pot vedea aceste piese în detaliu. Încărcarea lagărului este realizată cu ajutorul unui sistem de pîrghii *5* și al unei piulițe cu două începuturi *6*, sarcina fiind măsurată cu ajutorul dinamometrului *7*.

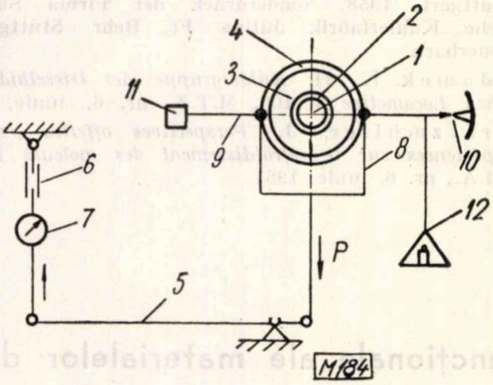


Fig. 1.

Coeficientul de frecare se poate măsura cu ajutorul unui sistem mecanic de tip paralelogram *8*, avînd brațul de pîrghie *9*, indicatorul *10*, greutatea de echilibrare *11* și platanul pentru greutățile-etalon *12*.

Antrenarea fusului se realizează cu ajutorul unui motor electric de 7kW, a cărui mișcare se transmite printr-o cutie de viteze cu angrenaje, un variator de turație cu discuri și, în fine, o transmisie cu curele trapezoidale, putîndu-se obține astfel orice turație a fusului între 20 și 4 000 rot/min.

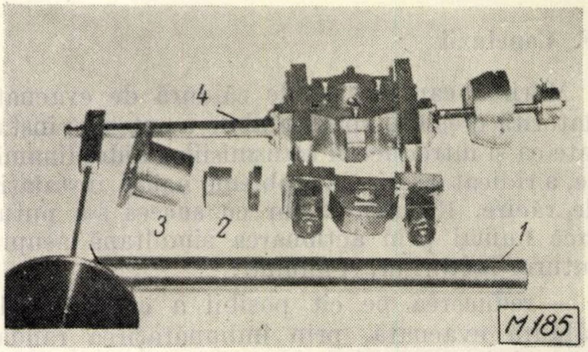


Fig. 2.

O vedere de ansamblu a mașinii este prezentată în figura 3.

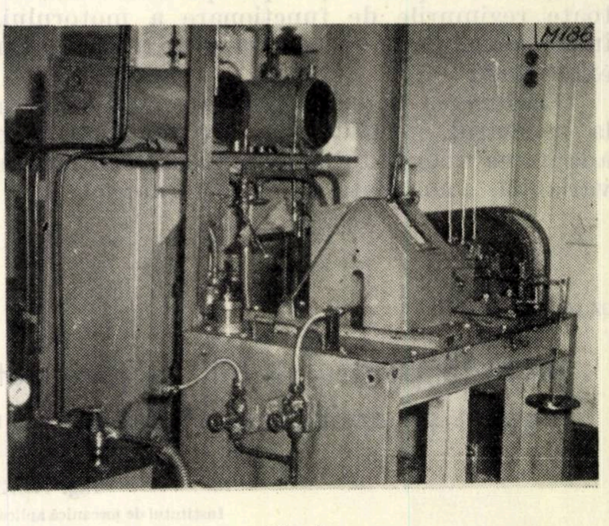


Fig. 3.

Cuzineții experimentali (fig. 4) erau de formă cilindrică cu pereții groși, avînd dimensiunile nominale: $D = 48$ mm (diametrul exterior) și $d = 36$ mm (diametrul interior).

Alungirea λ (raportul dintre lățimea cuzinetului *b* și diametrul său interior *d*) a avut în toate cazurile valoarea:

$$\lambda = \frac{b}{d} = \frac{25{,}2}{36} = 0{,}7. \qquad (1)$$

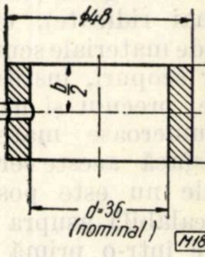


Fig. 4.

---

* Elaborarea și determinarea proprietăților fizico-mecanice ale materialelor s-au realizat în cadrul Uzinei de utilaj chimic și petrolier din București, cu excepția aliajului $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$ elaborat de Institutul de cercetări metalurgice (ICEM).

** Instalația a fost realizată în cadrul Institutului de mecanică aplicată „Traian Vuia“ al Academiei R.P.R.

Suprafața activă a cuzineților a fost obținută prin strunjire simplă, înălțimea medie a asperităților nedepășind valoarea $\delta_m = 0{,}005$ mm.

Cuzineții au fost prelucrați din bare turnate.

Materialul fusului a fost OLC 16, cementat, călit și rectificat, avînd diametrul nominal $d_1 = 36$ mm. Finețea suprafeței de lucru (rectificare $\bigtriangledown\bigtriangledown\bigtriangledown$) era caracterizată de o înălțime medie a asperităților $\delta_m \leqslant 0{,}0015$ mm și o duritate medie a suprafeței active de 550 HB.

Jocul relativ al lagărului $\psi = \frac{d-d_1}{d}$ a avut în toate cazurile valoarea $\psi = 1{,}5^0/_{00}$. Măsurările efectuate special pentru determinarea variației jocului în funcție de temperatură au arătat că valoarea jocului la temperaturile de funcționare a lagărului nu a diferit de valoarea jocului la rece, pentru aliajele Bz14T și Bz6ZnT, și a diferit foarte puțin, în sensul micșorării sale, pentru celelalte aliaje. În consecință, pentru toate regimurile termice se poate considera valoarea jocului relativ stabilită la rece.

Lubrifiantul utilizat a fost uleiul tip 305, curba de variație a viscozității în funcție de temperatură fiind redată în figura 5.

Sistemul de alimentare cu lubrifiant a constat dintr-un circuit închis, în care uleiul era debitat de o pompă cu angrenaje la o presiune de alimentare constantă $p_i = 1{,}5$ kgf/cm²; temperatura uleiului în baie t_b a fost menținută la valoarea constantă de 26°C, cu ajutorul unei instalații speciale de răcire. Uleiul este introdus în cuzinet printr-un orificiu cu diametrul $b_i = 4$ mm, situat pe direcția sarcinii, la mijlocul lagărului, în zona sa descărcată (fig. 4).

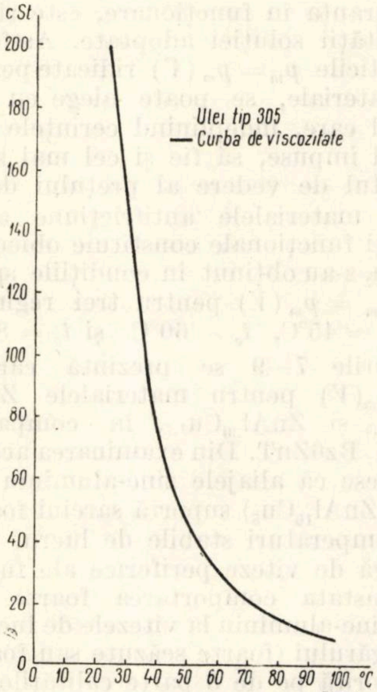


Fig. 5.

Debitul de ulei scurs din lagăr (Q_s) se măsoară cu ajutorul unui cilindru gradat și al unui cronometru.

Încărcarea lagărului se realizează, după cum s-a specificat, cu ajutorul unui sistem mecanic, fiind amplificată prin sistemul de pîrghii.

Sarcina se măsoară cu ajutorul unui dinamometru, eroarea de citire fiind de aproximativ ± 5 kg.

Încărcarea maximă admisibilă este de 3 000 kg; încărcarea medie pe unitatea de suprafață proiectată se obține din relația:

$$p_m = \frac{P}{b \cdot d}\text{, kgf/cm}^2 \qquad (2)$$

în care P este sarcina totală a lagărului, iar $b \cdot d$ suprafața proiectată a lagărului.

Temperatura cuzinetului t_c s-a măsurat pe direcția sarcinii, la mijlocul cuzinetului, în zona încărcată, la aproximativ 1,5 mm distanță de zona activă, cu ajutorul unui termometru cu mercur; eroarea de măsură este de ±0,2°C.

Lagărele de rostogolire pe care se sprijină fusul se mențin la o temperatură t_p constantă ($t_p = 26$°C în cazul regimului termic al lagărului $t_c = 45$°C și $t_p = 28-30$°C pentru $t_c = 60$ și 80°C) cu ajutorul unui sistem de răcire, pentru a se putea aplica relațiile de calcul privind determinarea coeficientului de frecare, care vor fi prezentate în cele ce urmează.

3. Metoda experimentală utilizată pentru determinarea proprietăților antifricțiune ale materialelor și rezultatele obținute

Apariția materialelor antifricțiune noi pune problema determinării caracteristicilor funcționale în vederea utilizării lor în mod judicios. O dată cu studiile de elaborare se determină la aceste materiale și proprietățile lor chimice, fizice și mecanice; apoi se stabilesc acei parametri funcționali care să ducă pe proiectant la o construcție de lagăr economică, realizîndu-se în același timp și siguranța necesară în funcționare.

Metodele folosite în general pentru determinarea calităților antifricțiune ale materialelor de lagăre au constat în determinarea coeficientului de frecare f pe probe și caracterizarea stabilității termice a lagărului prin relația $p_m V = \text{const.}$ (V = viteza periferică a lagărului), presupunîndu-se pentru simplificare $f = \text{const.}$ Această ipoteză conduce, în cele mai multe cazuri, la supradimensionarea exagerată a lagărelor sau, uneori, la construcții care nu dau satisfacție.

Într-adevăr, din relația care exprimă căldura degajată într-un lagăr cu alunecare Q :

$$Q = \frac{d \cdot b \cdot p_m \cdot V \cdot f}{427} \tag{3}$$

se poate remarca cu ușurință eroarea foarte mare care poate apare atunci cînd nu se ia în considerare variația reală a lui f.

Dacă se ține însă seamă de faptul că, în practică, una dintre condițiile funcționale de bază impuse lagărelor de alunecare este siguranța că în timpul funcționării normale temperatura nu depășește o anumită limită, devine evident că o caracterizare corectă a proprietăților antifricțiune ale unui material de lagăre trebuie realizată prin considerarea în primul rînd a regimului termic de funcționare.

Această condiție poate fi realizată prin determinarea pentru fiecare material în parte a caracteristicii $p_m = p_m\ (V)$ (fig. 6), adică a variației încărcării specifice p_m în funcție de viteza periferică V a lagărului, pentru diferite valori constante ale temperaturii cuzinetului (t_c', t_c'', t_c'''), astfel încît să fie acoperit tot domeniul posibil de funcționare [3].

Acest lucru se poate realiza la mașina de încercat lagăre cu alunecare descrisă în capitolul precedent, variind viteza V și modificînd P, astfel ca să se păstreze temperatura cuzinetului t_c la valoarea stabilită. Totodată se pot măsura debitele de lubrifiant și se pot determina valorile coeficientului de frecare f. În sfîrșit, se poate calcula cu ușurință produsul $p_m \cdot V$, de data aceasta în mod riguros, constatîndu-se că, departe de a fi constant pentru un anumit material, produsul $p_m \cdot V$ prezintă variații considerabile în funcție de viteză, regim termic etc.

Utilizarea acestei metode pentru determinarea proprietăților antifricțiune ale materialelor de lagăre prezintă și numeroase avantaje de ordin practic.

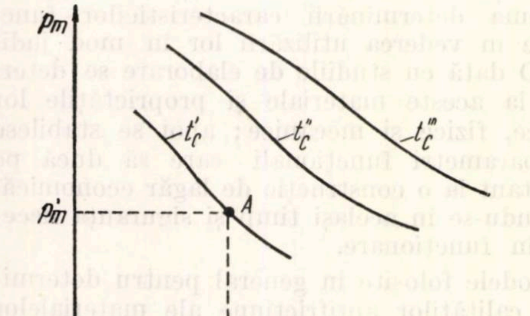


Fig. 6.

Astfel se pot calcula și proiecta ușor lagărele mai puțin pretențioase, care constituie marea majoritate în construcția de mașini. Într-adevăr, în mod obișnuit, sînt date : sarcina totală P, turația mașinii și temperatura admisibilă de funcționare a cuzinetului ; condițiile de rezistență dau diametrul nominal al lagărului d, rezultînd astfel și viteza periferică V (fig. 6), iar pentru regimul termic t_c' dat sau ales se obține presiunea medie corespunzătoare p_m. Lățimea cuzinetului b se obține cu ușurință din relația :

$$b = \frac{P}{p_m \cdot d} . \tag{4}$$

Se obțin astfel toate dimensiunile lagărului, precum și certitudinea că, în cazul utilizării materialului respectiv și al respectării condițiilor pentru care s-a obținut caracteristica $p_m = p_m(V)$ considerată, nu se va depăși în timpul funcționării temperatura de regim propusă, t_c' de exemplu. De asemenea, pentru lagărele calculate după metode teoretice riguroase, curbele $p_m = p_m\,(V)$ pot servi pentru verificarea calculelor.

Lagărele calculate sau verificate pe această cale prezintă siguranța că funcționează termic stabil, deoarece curbele $p_m = p_m\,(V)$ nu numai că nu elimină, ci, dimpotrivă, includ variația coeficientului de frecare f cu presiunile, vitezele și celelalte caracteristici funcționale ale lagărului.

Un aspect de o importanță deosebită, pe lîngă siguranța în funcționare, este și acela al economicității soluției adoptate. Astfel, avînd caracteristicile $p_m = p_m\,(V)$ ridicate pentru mai multe materiale, se poate alege cu ușurință materialul care, îndeplinind cerințele de ordin funcțional impuse, să fie și cel mai avantajos din punctul de vedere al prețului de cost.

Pentru materialele antifricțiune ale căror proprietăți funcționale constituie obiectul acestui studiu, s-au obținut în condițiile specificate curbele $p_m = p_m\,(V)$ pentru trei regimuri termice : $t_c = 45°\text{C}$, $t_c = 60°\text{C}$ și $t_c = 80°\text{C}$ [1].

În figurile 7—9 se prezintă caracteristica $p_m = p_m(V)$ pentru materialele $\text{ZnAl}_{10}\text{Cu}_5$, $\text{ZnAl}_{25}\text{Cu}_{1,5}$ și $\text{ZnAl}_{30}\text{Cu}_{1,7}$, în comparație cu Bz 14T și Bz6ZnT. Din examinarea acestor diagrame reiese că aliajele zinc-aluminiu studiate (mai ales $\text{ZnAl}_{10}\text{Cu}_5$) suportă sarcini foarte ridicate la temperaturi stabile de lucru, pentru o gamă largă de viteze periferice ale fusului. Se poate constata comportarea foarte bună a aliajelor zinc-aluminiu la vitezele de lucru extreme ale lagărului (foarte scăzute sau foarte ridicate), datorită pe de o parte calităților favorabile de funcționare în regim semifluid și pe de altă parte unei bune conductibilități termice.

Zona hașurată a diagramelor corespunde unui regim termic caracterizat printr-o temperatură de regim inferioară celei propuse, datorită imposibilității de a încărca mașina de încercat lagăre peste limita $P = 3\,000$ kgf, ceea ce corespunde unei valori $p_m = 333$ kgf/cm², precum și limitei de turație.

Trebuie subliniat faptul că toate rezultatele experimentale prezentate au fost obținute în condițiile unei funcționări de regim a lagărului, adică după executarea unui rodaj necesar pentru crearea unor suprafețe de lucru în lagăr corespunzătoare, și în cazul unor temperaturi constante (temperatura t_c a cuzinetului nu a variat mai mult de $\pm 0{,}2$°C timp de 30–60 minute de funcționare).

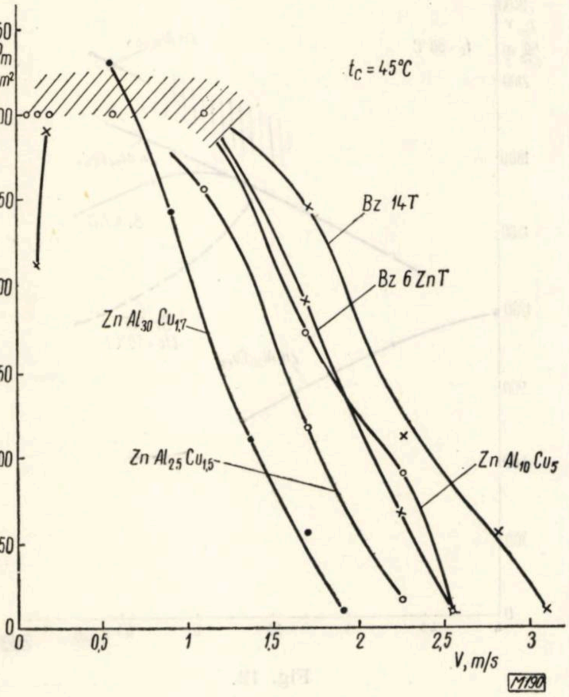


Fig. 7.

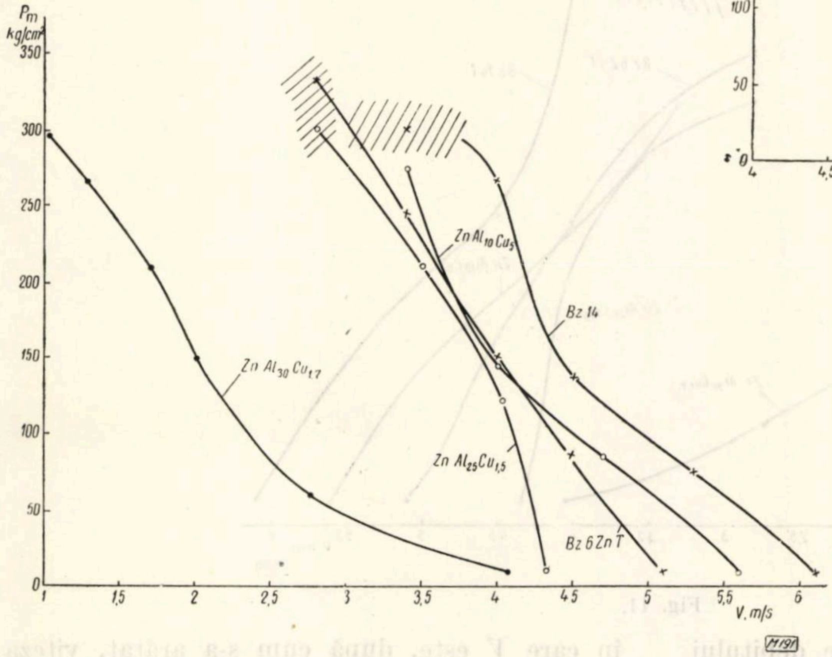


Fig. 8.

Regimul de rodaj comun tuturor materialelor încercate a fost următorul:

2 ore cu $V = 1{,}5$ m/s, $p_m = 2{,}3$ kgf/cm²;
2 ore cu $V = 2{,}1$ m/s, $p_m = 2{,}3$ kgf/cm²;
2 ore cu $V = 2{,}65$ m/s, $p_m = 2{,}3$ kgf/cm²;
2 ore cu $V = 1{,}5$ m/s, $p_m = 5{,}5$ kgf/cm²;
2 ore cu $V = 1{,}9$ m/s, $p_m = 22$ kgf/cm²;
2 ore cu $V = 2{,}84$ m/s, $p_m = 115$ kgf/cm².

În figurile 10–12 se prezintă valorile produsului $p_m \cdot V$ în funcție de V.

Din studiul acestor diagrame se poate constata cu ușurință că se face o eroare gravă presupunîndu-se pentru fiecare material o anumită valoare constantă a produsului $p_m . V$, deoarece în realitate acest produs variază în funcție de viteză, temperatură de lucru etc. Constatările făcute la analizarea caracteristicii $p_m = p_m(V)$ se păstrează și pentru produsul $p_m . V$, remarcîndu-se capacitatea ridicată de încărcare a aliajelor ZnAl$_{10}$Cu$_5$ și ZnAl$_{25}$Cu$_{1,5}$.

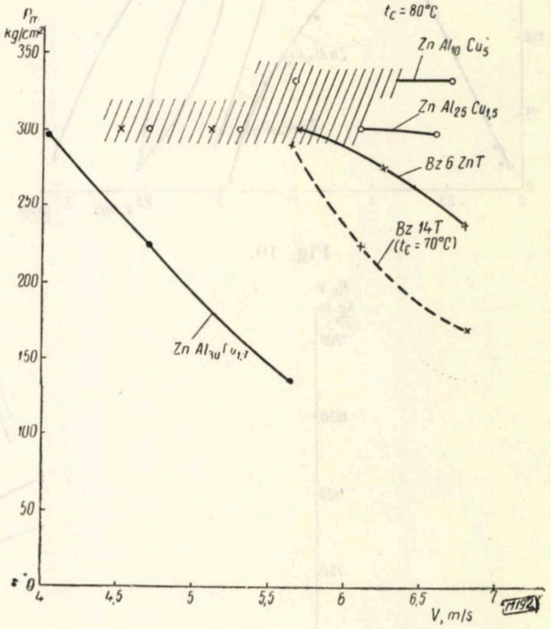


Fig. 9.

Valorile debitului de scăpări laterale Q_s, în funcție de viteză, sînt redate în figurile 13–15.

Se poate remarca că, în ciuda unei împrăștieri oarecare a rezultatelor, datorită sensibilității acestui parametru în funcție de condițiile de lucru (jocul în lagăr, temperatura de funcționare, încărcare, viteză, presiunea de alimentare cu lubrifiant etc.) nu se constată tendinţa vreunui material de a lucra cu debite de lubrifiant mult mai mari decît cele corespunzătoare celorlalte materiale.

Pentru condiţii identice de alimentare cu lubrifiant, aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$ şi $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ au

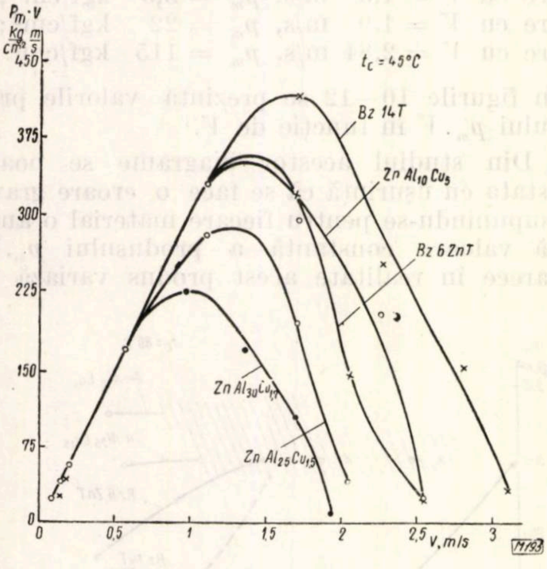


Fig. 10.

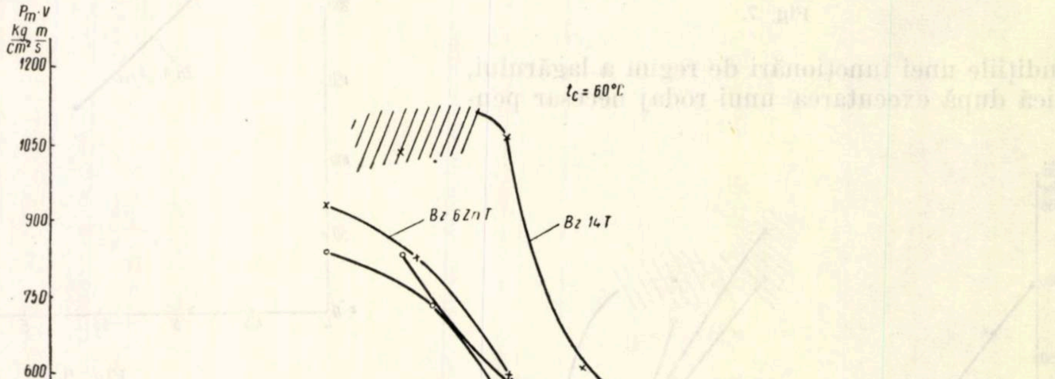


Fig. 11.

avut de altfel în general valori ale debitului ceva mai scăzute decît bronzurile. Desigur că prin mărirea debitului de lubrifiant lagărul poate suporta sarcini mai mari, datorită unei răciri mai puternice.

Coeficientul de frecare f a fost dedus din relaţia [4]:

$$f = \frac{K\, Q_s + K_0\, Q_0}{p_m \cdot V}, \qquad (5)$$

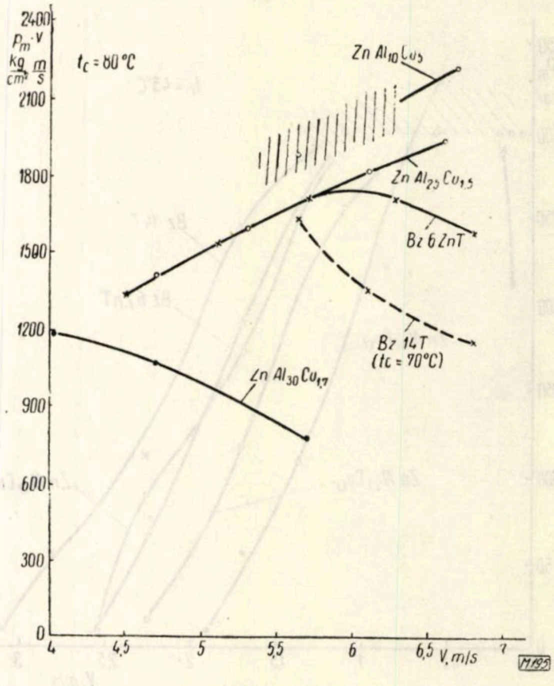


Fig. 12.

în care V este, după cum s-a arătat, viteza periferică a fusului:

$$V = \frac{\pi\, d_1\, n}{60}, \text{ m/s}, \qquad (6)$$

iar Q_s şi p_m au semnificaţiile menţionate. Coeficientul K este dat de relaţia :

$$K = \frac{427 \cdot c_v \cdot \gamma}{3600 \cdot d_1 \cdot b} (t_e - t_b), \tag{7}$$

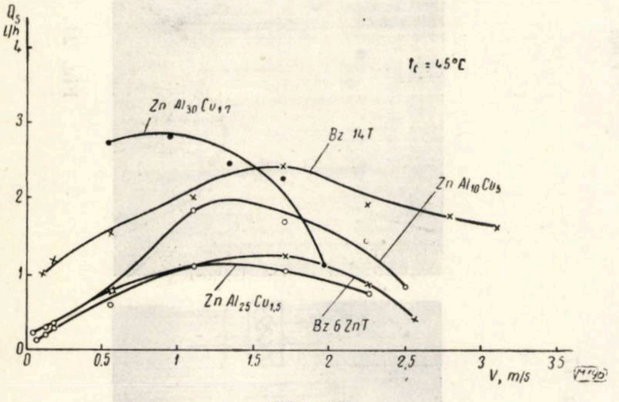


Fig. 13.

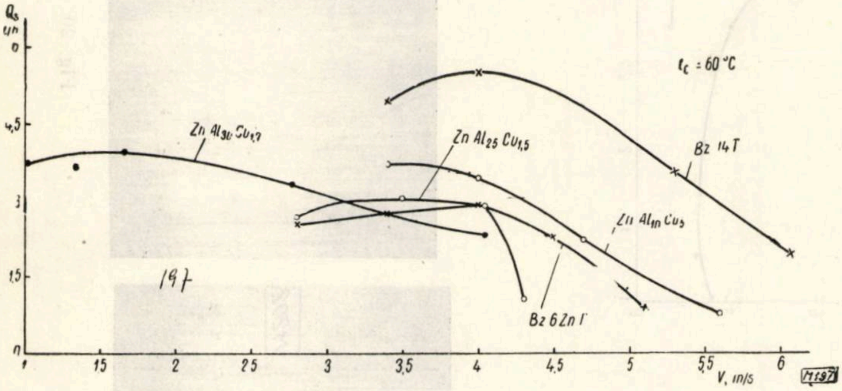


Fig. 14.

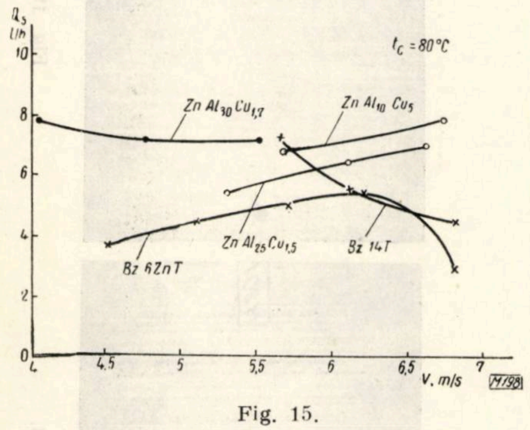


Fig. 15.

în care :

c_v este căldura specifică a uleiului (pentru uleiul utilizat $c_v \cong 0,5$ kcal/kg°C) ;

t_b — temperatura uleiul în baie ;

t_e — temperatura medie a lubrifiantului la ieşirea din lagăr (s-a constatat că $t_e \cong t_c - 2$°C) ;

γ — greutatea specifică a lubrifiantului la temperatura t_e, dată de relaţia :

$$\gamma = \gamma_{15°C} - 0,00062\ (t_e - 15) \tag{8}$$

$$(\gamma_{15°C} = 0,915\ \text{kg/dm}^3).$$

$K_0\,Q_0$ este o constantă determinată de caracteristicile constructive şi funcţionale ale instalaţiei experimentale, care poate fi determinată măsurîndu-se momentul de frecare în unul sau mai multe puncte :

$$K_0\,Q_0 = f_{\text{exp}} \cdot p_m \cdot V - K\,Q_s. \tag{9}$$

Valoarea $K_0\,Q_0$ dedusă pentru punctul în care coeficientul de frecare se stabileşte pe cale experimentală (f_{exp}) este valabilă pentru toate celelalte puncte experimentale corespunzînd aceluiaşi regim termic, obţinîndu-se valoarea corespunzătoare a lui f cu ajutorul relaţiei (5).

Momentul de frecare din care se deduce f_{exp} se măsoară cu ajutorul unui sistem mecanic de tip paralelogram [5] ; pentru aceasta lagărul se încarcă cu ajutorul unor greutăţi prinse direct de carcasa cuzinetului, pentru a se reduce la minimum momentele rezistente care falsifică rezultatul măsurărilor. Datorită faptului că maşina de încercat lagăre nu putea în general depăşi turaţii de circa 4 000 rot/min, insuficiente pentru atingerea temperaturii de 80°C cu aceste încărcări reduse, pentru regimul termic $t_c = 80$°C nu s-au putut stabili valorile coeficientului de frecare.

În figurile 16 şi 17 se reprezintă valorile coeficientului de frecare f, deduse în acest mod.

Din studiul acestor diagrame se poate constata cu uşurinţă că aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$, $ZnAl_{25}Cu_{1.5}$ şi $ZnAl_{30}Cu_{1.7}$ permit funcţionarea cu coeficienţi de frecare ceva mai mari — în cazul aceluiaşi regim termic — decît bronzurile. Totodată trebuie remarcat faptul că, în cazul vitezelor de funcţionare reduse, valorile coeficientului de frecare pentru aliajele zinc-aluminiu sînt mai mici decît ale bronzurilor, fapt care explică proprietatea lor de a suporta în acest caz sarcini mai mari.

O altă caracteristică importantă a materialelor de lagăre este posibilitatea de înglobare a particulelor dure, din mediul înconjurător şi din procesele de uzură a lagărului, care sînt introduse între suprafeţele în frecare prin lubrifiant. S-a constatat că aspectul suprafeţelor active după funcţionare este mai bun în cazul aliajelor zinc-aluminiu decît în cazul bronzurilor, prezentînd mult mai puţine rizuri

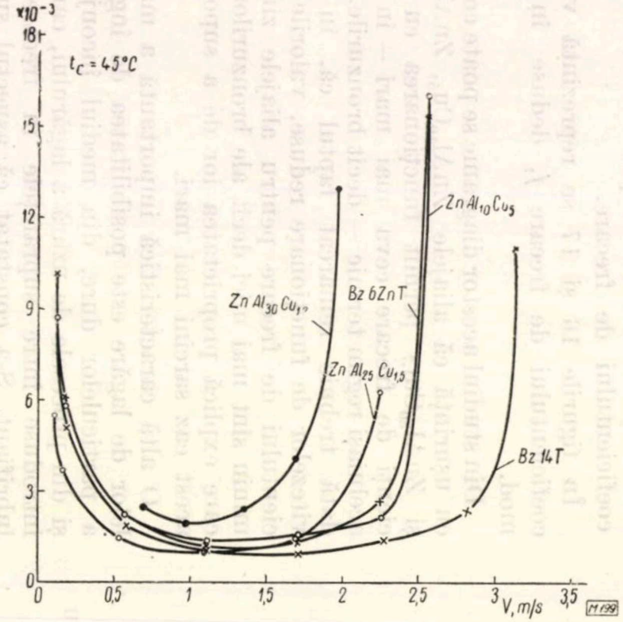


Fig. 16.

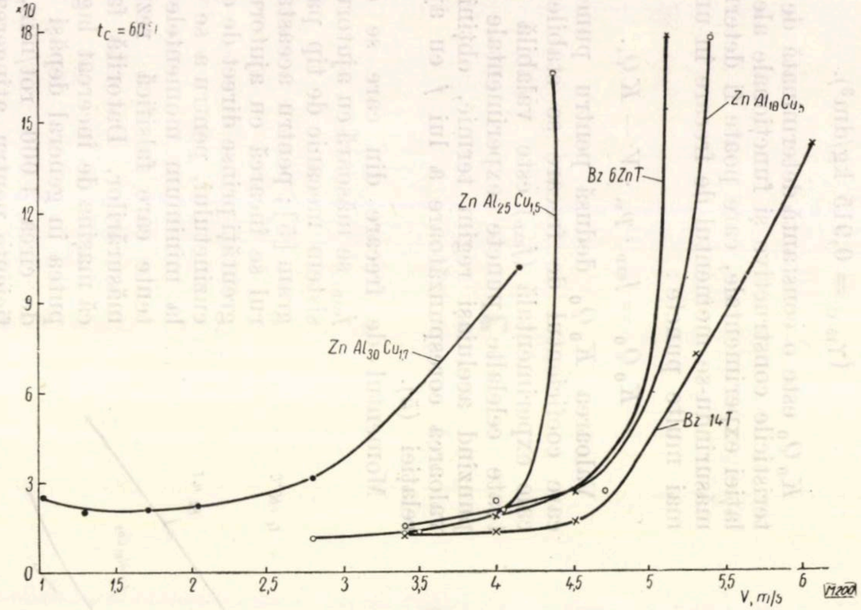


Fig. 17.

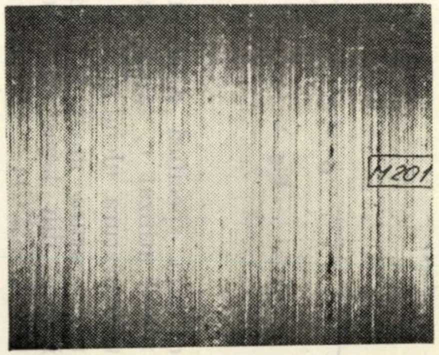


Fig. 18.

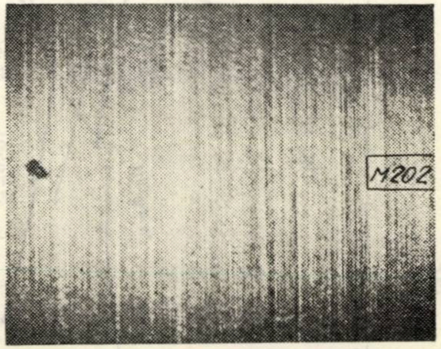


Fig. 19.

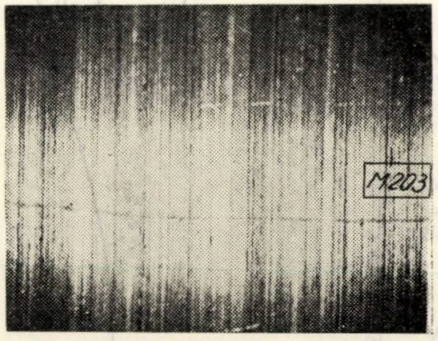


Fig. 20.

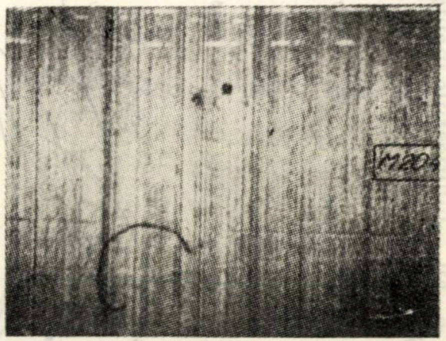


Fig. 21.

și o suprafață lustruită mult mai accentuată (fig. 18 — ZnAl$_{10}$Cu$_5$, fig. 19 — ZnAl$_{25}$Cu$_{1,5}$, fig. 20—Bz6ZnT și fig. 21 — Bz14T), fapt care dovedește o mai bună capacitate de înglobare a particulelor abrazive.

De asemenea, suprafața activă a fusului care a lucrat cu cuzineți din aliaje zinc-aluminiu a avut un aspect mult mai bun (puține rizuri, lustru metalic bine stabilit) decît în cazul cuzineților din bronz, care au produs rizuri accentuate.

Un rezultat al acestei situații a fost o mai bună rezistență la gripare a aliajelor zinc-aluminiu și deteriorări mai limitate ale suprafețelor de lucru în cazul unui astfel de accident.

4. Comportarea la uzură a aliajelor antifricțiune considerate

Încercările la uzură au fost efectuate cu ajutorul unei instalații experimentale special concepute în acest scop. Datorită faptului că în cazul funcționării în regim hidrodinamic uzura lagărelor este extrem de redusă, suprafețele în frecare fiind separate printr-o peliculă de lubrifiant, pentru obținerea unor uzuri măsurabile într-un timp relativ scurt este necesar ca lagărul să lucreze mai ales într-un regim de ungere semifluid. În acest scop instalația experimentală destinată studiului uzurii lucrează cu porniri și opriri repetate sub sarcină, pentru ca să se creeze condiții favorabile unor uzuri accentuate. Durata de funcționare este de 3 min, după care urmează o pauză de 1 min și ciclul se repetă.

O vedere generală a instalației este prezentată în figura 22, distingîndu-se lagărul experimental antrenat de un electromotor și instalația pentru pornirea și oprirea sa automată [6].

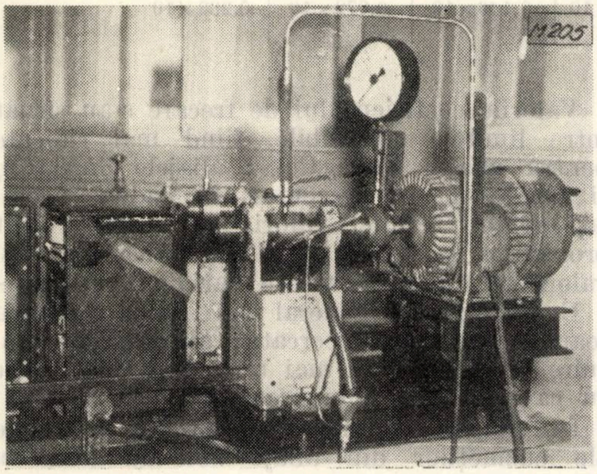


Fig. 22.

Lagărul propriu-zis constă dintr-un cuzinet experimental *1*, confecționat din materialul care se studiază (fig. 23), fixat prin presare într-o carcasă simplă *2* care include și conducta de alimentare cu lubrifiant și fusul *3*.

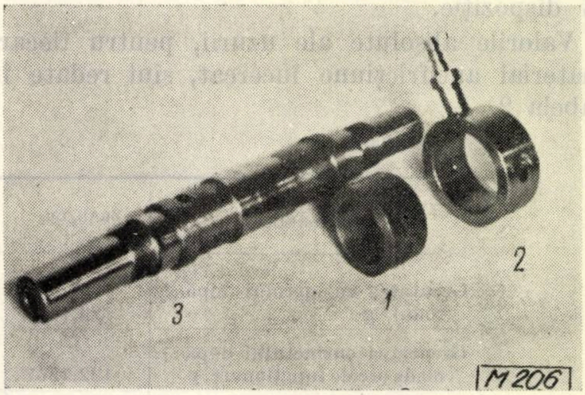


Fig. 23.

Alimentarea cu lubrifiant a fost asigurată printr-o derivație de la instalația mașinii de încercat lagăre descrisă la punctul 2, pentru a se păstra condiții identice și în această privință.

Din aceleași motive, cuzinetul experimental a fost prelucrat în modul specificat, respectîndu-se aceleași cote și caracteristici (diametrul nominal $d = 36$ mm, alungirea $\lambda = 0{,}7$, jocul relativ $\psi = 1{,}5^0/_{00}$, diametrul orificiului de alimentare cu lubrifiant $b_i = 4$ mm etc).

Fusurile au fost de asemenea identice cu cele folosite la mașina descrisă anterior.

Turația fusului a fost constantă (980 rot/min), ceea ce a corespuns unei valori pentru viteza relativă V de 1,81 m/s. Încărcarea lagărului, realizată cu ajutorul unor greutăți suspendate la capătul unei pîrghii cu raportul de transmisie 1 : 10, era de asemenea constantă ($P = 200$ kgf), ceea ce corespundea unei valori $p_m = 22$ kgf/cm².

Rodajul cuzineților experimentali a avut loc după următorul program :

2 ore cu $p_m \cong 0$;
2 ore cu $p_m = 2{,}2$ kgf/cm² ;
4 ore cu $p_m = 5{,}5$ kgf/cm² ;
4 ore cu $p_m = 22$ kgf/cm².

În timpul rodajului, regimul de lucru al mașinii a fost continuu.

Uzura fiecărui cuzinet a fost determinată prin cîntărirea sa cu ajutorul unei balanțe analitice (avînd o capacitate de încărcare pînă la 200 g), după terminarea rodajului și după cele 80 de ore de funcționare în regim intermitent.

Făcînd diferența dintre cele două măsurări, rezultă uzura exprimată prin pierderea de greutate corespunzătoare. Precizia măsurărilor era de ± 0,0005 g. Nu s-au putut realiza și măsurări geometrice edificatoare, datorită pe de o parte variației extrem de reduse a dimensiunilor și, pe de altă parte, preciziei insuficiente a instrumentelor de măsurat avute la dispoziție.

Valorile absolute ale uzurii, pentru fiecare material antifricțiune încercat, sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Materialul Caracteristica	$ZnAl_{10}Cu_5$	$ZnAl_{25}Cu_{1,5}$	$ZnAl_{30}Cu_{1,7}$	Bz6ZnT	Bz14T
Greutatea cuzinetului după rodaj, g	122,1610	105,6892	99,8125	176,6425	177,4545
Greutatea cuzinetului după 80 de ore de funcționare, g	122,1567	105,6869	99,8075	176,6400	177,4468
Uzura absolută U, g	0,0043	0,0023	0,0050	0,0025	0,0077

Pentru ca rezultatele obținute să poată fi utilizate pentru aprecierea uzurii în alte cazuri de folosire a acestor materiale, s-au stabilit uzura specifică rezultată prin raportarea uzurii absolute la suprafața cuzinetului (u_s) și uzura specifică rezultată din raportarea uzurii absolute la suprafața cuzinetului și numărul de cicluri la care a funcționat lagărul (u_c). Aceste valori sînt redate în tabela 3.

Tabela 3

Materialul Caracteristica	$ZnAl_{10}Cu_5$	$ZnAl_{25}Cu_{1,5}$	$ZnAl_{30}Cu_{1,7}$	Bz6ZnT	Bz14T
$u_s = \dfrac{U}{\pi d_1 b}$, g/cm²	0,148 × 10	0,0794 × 10	0,176 × 10	0,0862 × 1	0,267 × 10
$u_c = \dfrac{U}{\pi d_1 b_1 c}$, g/cm²	0,123 × 10	0,0622 × 10	0,146 × 10	0,072 × 10	0,233 × 10

Parametrul c reprezintă 10^3 cicluri, și în cazul considerat are valoarea $c = 1{,}2$, deoarece la 80 de ore de funcționare a corespuns un număr de 1 200 de cicluri (1 200 de porniri și opriri sub sarcină).

Din examinarea valorilor uzurii prezentate în cele două tabele, se poate constata cu ușurință că aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$ și $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$ au uzuri mai reduse decît aliajul Bzl4T; de asemenea aliajul $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ a prezentat o uzură mai redusă decît Bz6ZnT. Aceste două materiale au avut de altfel cele mai reduse uzuri, în valoare absolută.

Greutatea relativ mare a axului a împiedicat măsurarea uzurii fusului, care în orice caz a fost și mai redusă decît a cuzineților, datorită durității mai mari a suprafeței sale active.

5. Concluzii

Materialele antifricțiune de înlocuire $ZnAl_{10}Cu_5$, $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ și $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$ încercate în condițiile și regimurile termice specificate, prezintă bune proprietăți antifricțiune, permițînd funcționarea în regim termic stabil pentru o gamă largă de încărcări și viteze.

Sarcinile suportate de aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$ și $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ sînt apropiate de cele ale bronzurilor cu care au fost comparate, iar în cazurile extreme (viteze periferice ale fusului foarte reduse sau, dimpotrivă, foarte ridicate) sînt chiar superioare.

Valorile debitului de lubrifiant sînt de aceiași ordin de mărime pentru toate materialele încercate, în cazul unor condiții de alimentare identice. Aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$ și $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ au prezentat chiar tendința de a lucra cu debite ceva mai reduse decît celelalte aliaje.

Valorile coeficientului de frecare s-au situat între limitele admisibile, fiind mai ridicate pentru aliajul $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$; aliajele $ZnAl_{10}Cu_5$ și $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ au prezentat, în cadrul aceluiași regim termic, valori mai reduse decît bronzurile la viteze mici de funcționare și valori mai ridicate la viteze mari de funcționare.

Uzura a fost în general foarte redusă pentru toate materialele încercate; aliajele de înlocuire au avut uzuri mai mici decît bronzurile cu care au fost comparate.

În timpul funcționării, suprafețele active ale cuzineților din aliaje zinc-aluminiu au căpătat un luciu metalic favorabil, mai accentuat decît în cazul bronzurilor, avînd totodată mult mai puține rizuri. Această proprietate a aliajelor zinc-aluminiu de a îngloba cu mai multă ușurință particulele abrazive s-a tradus și printr-o rezistență mai mare la gripare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nica, Al. şi Barbu, C. *Studiul unor materiale antifricţiune zinc-aluminiu de înlocuire pentru lagărele cu alunecare.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **XII**, nr. 4, 1961, p. 827–839.

[2] Vasilca, Gh. şi Freund, P. *Studii experimentale asupra unor materiale antifricţiune de înlocuire pentru lagărele de alunecare.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **VII**, nr. 3, 1956, p. 774–783.

[3] Vasilca, Gh. *Asupra utilităţii caracteristicii $p = f(V)$ la lagărele circulare de alunecare.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **VII**, nr. 2, 1956, p. 499–503.

[4] Vasilca, Gh. *Studiul coeficientului de frecare într-un lagăr circular cu ajutorul curbelor $p = g(V)$.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **VIII**, nr. 1, 1957, p. 75–84.

[5] Vasilca, Gh. şi Nica, Al. *Asupra preciziei de măsurare a momentului de frecare la lagărele circulare, cu ajutorul sistemelor mecanice tip paralelogram.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **IX**, nr. 1, 1958 p. 229–238.

[6] Freund, P. şi colab. *Banc experimental pentru studiul rezistenţei fusurilor la uzură în regim nepermanent.* În Studii şi cercetări de mecanică aplicată, **VII**, nr. 4, 1957, p. 1275–1278.

CZ 621.753.1 : 621

Stabilirea mărimii toleranţei de execuţie a sculelor şi plasarea cîmpului de toleranţe al acestora în funcţie de mărimea şi cîmpul de toleranţe al piesei

Prof. ing. ION LĂZĂRESCU
Institutul politehnic – Cluj

Obţinerea preciziei necesare la executarea unei operaţii depinde de o serie de factori, printre care un rol important îl au sculele. Proiectarea şi executarea unor scule corespunzătoare va influenţa asupra calităţii operaţiei la care participă, dar în acelaşi timp va influenţa şi asupra consumului de scule.

Standardele în vigoare cuprind dimensiunile nominale ale sculelor, precum şi abaterile admisibile pentru unele scule. Sînt cazuri cînd este însă necesar să se indice condiţii ceva mai complete în ceea ce priveşte toleranţa de execuţie a sculelor şi amplasarea cîmpului de toleranţe al acestora în funcţie de mărimea şi cîmpul de toleranţe al piesei executate.

În general, anumite elemente ale unei scule trebuie executate mai precis decît piesa care se prelucrează, cu ajutorul acesteia, dar nu mai precis decît este necesar, deoarece aceasta ridică în mod inutil preţul de cost. Pe de altă parte, o toleranţă mare de execuţie a anumitor elemente ale sculei va consuma aproape total toleranţa de fabricaţie admisă la operaţia respectivă, rămînînd pentru ceilalţi factori (maşina-unealtă, dispozitiv, control, muncitor etc.) o mică parte, ceea ce va influenţa asupra calităţii piesei şi chiar asupra procentului de rebuturi.

Nu trebuie omis nici faptul că, toleranţa de fabricaţie fiind consumată de toleranţa de execuţie a sculei, nu va mai exista o rezervă pentru modificarea dimensiunilor sculei datorită uzurii. Aceasta va duce incontestabil la un consum ridicat de scule.

De aceea, alegerea judicioasă a mărimii toleranţei de execuţie a sculei este o problemă care nu trebuie neglijată. De aceeaşi însemnătate este amplasarea cîmpului de toleranţe al sculei faţă de cîmpul de toleranţe al piesei.

La alegerea mărimii toleranţei sculei se vor lua în considerare o serie de factori, printre care complexitatea piesei de executat (în legătură cu profilul piesei), complexitatea sculei (în legătură cu problemele ce se ridică la execuţia acesteia şi care depind de felul şi profilul sculei), manopera de execuţie a sculei (o manoperă mare reclamînd o durabilitate totală a sculei mai mare), gradul de tehnicitate al sculăriei în care se va executa scula, tehnicitatea atelierului de fabricaţie în care se va utiliza scula etc. Toţi aceşti factori vor dicta alegerea mai mare sau mai mică a toleranţei de execuţie a sculei faţă de toleranţa de fabricaţie a piesei. În general se poate considera:

$$T_S < 0{,}3T$$

în care:

T este toleranţa de fabricaţie a piesei;
T_S — toleranţa de execuţie a sculei.

Valoarea $T_S = 0{,}3T$ constituie o limită superioară care se depăşeşte numai rareori (de exemplu, în cazul filierelor pentru prelucrarea filetului se poate admite o toleranţă totală mergînd pînă la 0,35 T, datorită însumărilor de toleranţe ce intervin în cazul filetelor). La majoritatea sculelor se lucrează cu valori mai mici decît 0,3 T.

În scopul stabilirii mărimii optime a cîmpului de toleranţe şi al amplasării acestuia faţă de cîmpul de toleranţe al piesei s-au făcut cercetări într-una din uzinele noastre de mare tehnicitate, dotată cu sculărie corespunzătoare.

Rezultatele au arătat că se poate folosi:

$$T_S = 0{,}25\,T.$$

În ceea ce priveşte amplasarea cîmpului de toleranţe al sculei faţă de cîmpul de toleranţe al piesei, este necesar să se aibă în vedere doi factori:

— sensul de deplasare a profilului sculei, în urma uzurii care are loc în procesul de prelucrare a piesei;

— deformarea eventuală a profilului piesei faţă de profilul sculei cu care se prelucrează.

Ținînd seamă de primul factor, cîmpul de toleranțe al sculei va fi plasat spre limita superioară a cîmpului de toleranțe al piesei, acolo unde uzura micșorează dimensiunile sculei, și spre limita inferioară a acestuia, acolo unde uzura mărește dimensiunile sculei.

În ceea ce privește al doilea factor — deformarea profilului piesei față de profilul sculei — plasarea cîmpului toleranței sculei se va face astfel încît, după prelucrarea cu o sculă nouă sau uzată, piesa să rezulte în limitele admisibile.

În general, la marea majoritate a sculelor*, al doilea factor nu are o influență mare, fiind suficient un interval de siguranță a cărui mărime depinde de condițiile locale (felul sculei, bătaia sculei, erorile de măsurare etc.).

Pe baza rezultatelor indicate anterior, mărimea intervalului de siguranță poate fi stabilită pînă la maximum valoarea toleranței de execuție a sculei, respectiv $\leqslant 0{,}25\ T$.

Pentru elucidarea problemelor, în continuare se vor studia alegerea mărimii toleranței sculei și amplasarea cîmpului acesteia pentru diferite scule uzuale.

1. *Fie de executat prin frezare operația reprezentată în figura 1.* Piesa care se execută are ca dimensiuni — care determină forma și poziția profilului de frezat — mărimile $50^{+0{,}2}$ și $20_{-0{,}2}$.

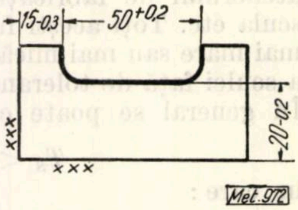


Fig. 1. Frezare simplă profilată; xxx — baza de așezare.

Se va considera, în primul rînd, dimensiunea $50^{+0{,}2}$. Se observă că toleranța de fabricație pentru această dimensiune este $T = 0{,}2$. Rezultă, pentru toleranța sculei în legătură cu această dimensiune:

$$T_s = 0{,}25\ \ T = 0{,}25 \cdot 0{,}2\ = 0{,}05 \text{ mm}.$$

Amplasarea cîmpului toleranței sculei se va face spre limita superioară a dimensiunii $50^{+0{,}2}$, ținînd seamă că scula își micșorează dimensiunea respectivă prin uzură (fig. 2).

Se va considera un interval de siguranță de aceeași mărime, adică $0{,}25\,T = 0{,}05$ mm. Scula va avea deci dimensiunea: $50{,}15_{-0{,}05}$ (fig. 3).

Examinînd schema din figura 2 se observă că, dacă s-ar fi considerat o toleranță mai mare pentru sculă, s-ar fi consumat toleranța existentă pentru executarea piesei și, în plus, s-ar fi scos mai repede din uz scula (care și-ar fi modificat repede dimensiunile sub limita admisă), așa cum s-a indicat, de altfel, anterior.

Dimensiunea $20_{-0{,}2}$ (fig. 1) nu influențează în acest caz asupra toleranței sculei (toleranță considerată pe diametrul frezei), deoarece dimensiunea $20_{-0{,}2}$ se obține — oricare ar fi diametrul frezei — prin reglarea sculei la distanța necesară față de baza de așezare a piesei (fig. 4).

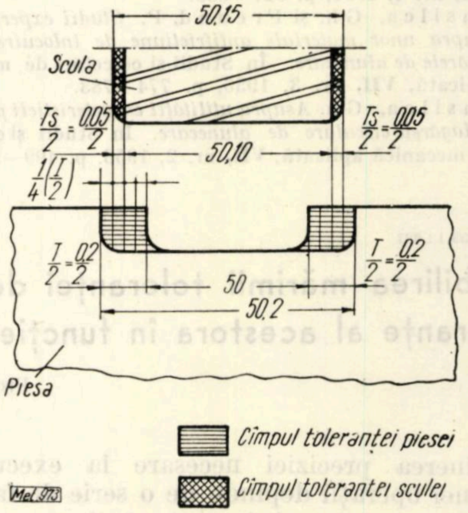


Fig. 2. Schema stabilirii toleranței sculei în cazul de frezare reprezentat în figura 1.

În consecință, nu se va prescrie nici o toleranță pentru diametrul frezei, acesta alegîndu-se în limita standardului.

La fel dimensiunea $15_{-0{,}3}$ se obține prin așezarea corespunzătoare a frezei (fig. 4).

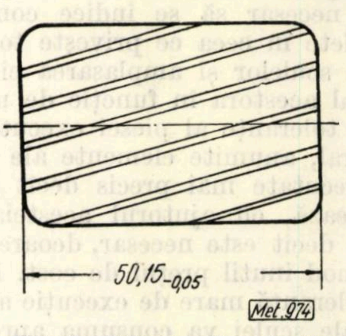


Fig. 3. Cotarea dimensiunilor frezei necesare operației reprezentate în figura 1.

Este de remarcat însă faptul că, la așezarea frezei în cadrul limitelor date de dimensiunile $20_{-0{,}2}$ și $15_{-0{,}3}$, se va avea în vedere sensul de

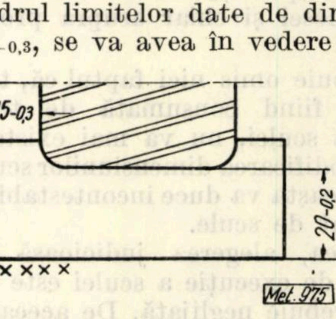


Fig. 4. Așezarea frezei în cazul de frezare înfățișat în figura 1.

uzură a sculei, precum și marja de siguranță. Aceasta este însă o problemă care nu face obiectul acestui articol.

---

[*] Excepție fac, de exemplu, sculele pentru prelucrarea filetului, tarozii și filierele.

2. *Se va considera cazul cînd este necesar un grup de freze* (fig. 5). Stabilirea dimensiunii sculei corespunzătoare valorii $50^{+0,2}$ se face ca și în cazul precedent, rezultînd pentru sculă mărimea : $50,15_{-0,05}$.

Dimensiunea $10^{+0,2}$ va imprima dimensiunea la care trebuie să se ascută grupul de freze.

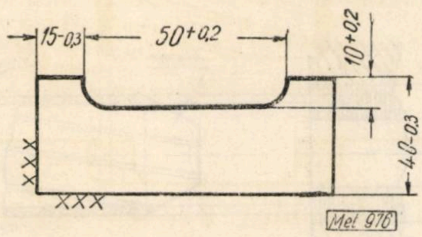


Fig. 5. Frezarea profilată cu un grup de freze.

În primul moment, se pare că dimensiunea la care se ascute grupul de freze este bună dacă se găsește în intervalul $10^{+0,2}$ și aceasta este corect atunci cînd grupul de freze se uzează la fel. Ținînd seamă de condițiile mai grele de lucru ale frezei de la mijloc, rezultă o uzură mai mare pentru aceasta, astfel încît se va alege ca valoare a dimensiunii de ascuțire o valoare apropiată de maximul admis. Se va lăsa, de asemenea, un interval de siguranță, astfel încît să se obțină pentru grupul de freze valoarea $10,15_{-0,05}$ (fig. 6).

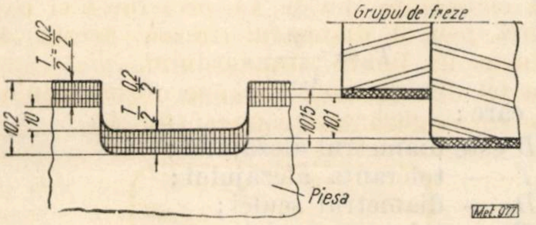


Fig. 6. Schema stabilirii toleranței sculelor în cazul de frezare reprezentat în figura 5.

Figura 7 reprezintă schița de ansamblu a grupului de freze, așa cum va merge la sculărie.

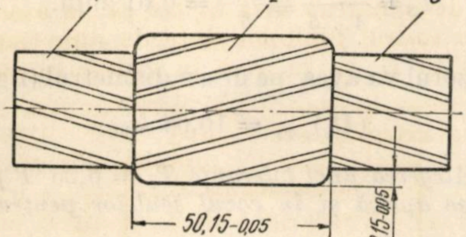


Fig. 7. Cotarea ansamblului grupului de freze necesare operației înfățișate în figura 5.

Bineînțeles, fiecare dintre frezele reper 1, 2 și 3 va avea cîte un desen de execuție cu toate dimensiunile, inclusiv diametrele, indicîndu-se că aceste diametre se vor definitiva la ascuțire conform desenului de ansamblu.

3. *Fie operația* din figura 8, *la care uzura frezei are loc în sens invers.*

Alegerea valorii toleranței sculei și amplasarea acesteia se pot vedea în figura 9. Singura deosebire este că dimensiunea frezei se alege apropiată de minimum, deoarece prin uzură aceasta se mărește.

Desenul frezei arată, schematic, ca în figura 10.

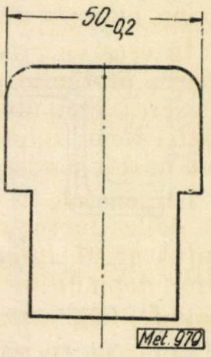


Fig. 8. Frezare cu freză concavă.

4. *Fie operația* din figura 11 (*o combinare a celor expuse).* Stabilirea valorii toleranței sculei și amplasarea acesteia față de toleranța piesei se pot urmări în figura 12.

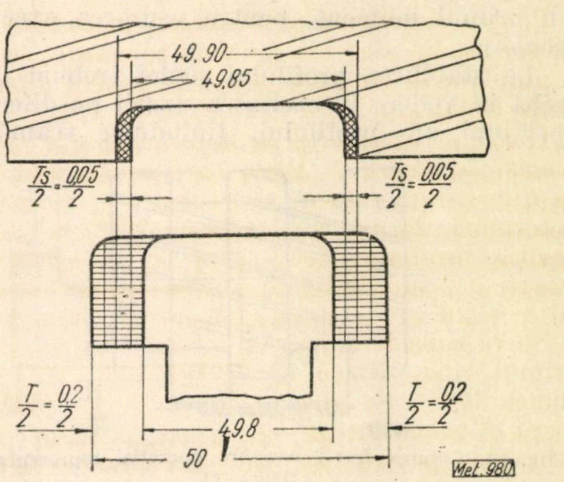


Fig. 9. Schema stabilirii toleranței sculei în cazul de frezare reprezentat în figura 8.

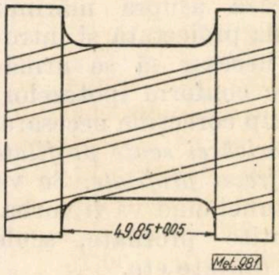


Fig. 10. Cotarea dimensiunilor frezei necesare operației înfățișate în figura 8.

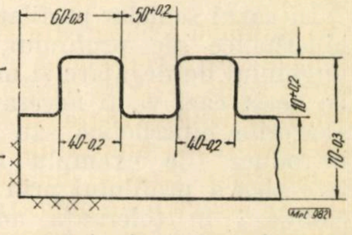


Fig. 11. Frezarea unui profil oarecare.

Schema dimensionării frezei, în legătură cu dimensiunile calculate, se dă în figura 13.

După cum se observă în figura 12, profilul frezei diferă de profilul piesei. Iată de ce nu va fi posibil ca la execuția sculei să se utilizeze pentru control verificatorul proiectat și executat pentru controlul piesei (așa cum ar tenta în primul moment, pentru ușurarea execuției sculei).

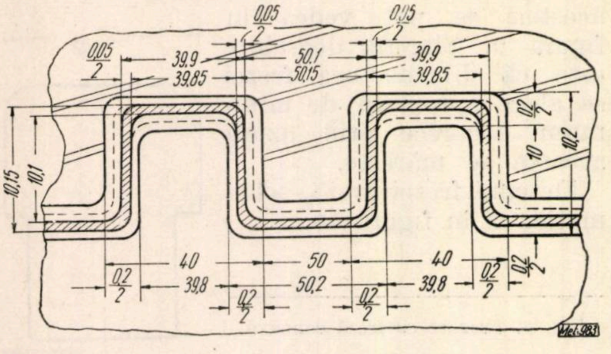


Fig. 12. Schema stabilirii cîmpului de toleranțe al sculei în cazul de frezare înfățișat în figura 11.

La stabilirea profilului sculei trebuie să se aibă în vedere intensitatea uzurii pe diferitele porțiuni ale profilului, ținîndu-se seamă de toți factorii dependenți de forma și dimensiunile profilului, care influențează asupra mărimii uzurii. În plus, o dată scula proiectată și introdusă în fabricație, este necesar să se urmărească dacă uzura are loc conform ipotezelor, pentru a se efectua din timp corecțiile necesare.

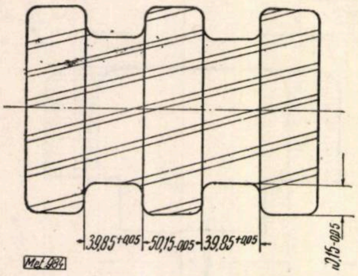


Fig. 13. Cotarea frezei necesare operației reprezentate în figura 11.

5. *Stabilirea profilului oricărei scule profilate se va face ca și în cazul frezei profilate.* Se va proceda în mod similar atunci cînd va fi vorba, de exemplu, despre cuțite profilate, scule pentru prelucrarea roților dințate etc.

În cazul sculelor profilate, pot apărea abateri hiperbolice ale profilului, datorită existenței unghiului de degajare și unghiului de așezare*. În acest caz, va fi necesar să se verifice dacă abaterile hiperbolice sau oricare alte abateri introduse (de exemplu la înlocuirea curbei teoretice a profilului prin arce de cerc) se încadrează în toleranța admisă pentru sculă. În caz contrar va trebui să se micșoreze abaterile, prin micșorarea parametrilor geometrici sau prin adoptarea altor măsuri (apropierea punctelor considerate pe curba teoretică, prin care se trece arcul de cerc).

6. *Dacă se consideră cazul unui alezor* (fig. 14), *stabilirea toleranței acestuia și amplasarea toleranței se fac în mod similar.* Se observă că, de data aceasta, se divide toleranța cu 4–5, astfel încît să rezulte o împărțire cît mai exactă.

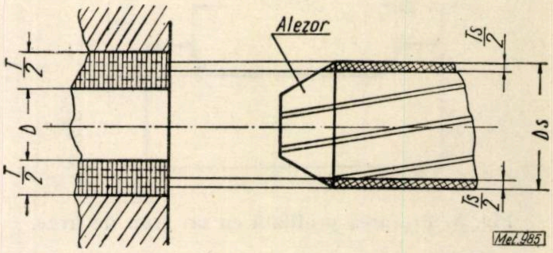


Fig. 14. Schema dimensionării unui alezor.

După cum rezultă din figura 14, se obține:

$$D_S = D + T - \frac{T}{4\ldots5}$$

$$T_S = \frac{T}{4\ldots5},$$

în care:

D este diametrul alezajului;
T — toleranța alezajului;
D_S — diametrul sculei;
T_S — toleranța sculei.

De exemplu, în cazul cînd se prelucrează alezajul

$$D^{+T} = 10^{+0{,}05}$$

rezultă pentru alezor:

$$D_S = 10+0{,}05 - \frac{0{,}05}{4\ldots5} \cong 10+0{,}05 - \frac{0{,}05}{5} = $$
$$= 10{,}04 \text{ mm};$$

$$T_S = \frac{0{,}05}{4\ldots5} \cong \frac{0{,}05}{5} = 0{,}01 \text{ mm}.$$

Alezorul va avea pe desen diametrul (fig. 15):

$$(D_S)_{-T_s} = 10{,}04_{-0{,}01}$$

7. *Alegerea unei toleranțe $T_s = 0{,}25\ T$ pentru scule se aplică și în cazul sculelor pentru filet, tarozi și filiere.* Bineînțeles, această toleranță se va considera ca suma totală a corecțiilor

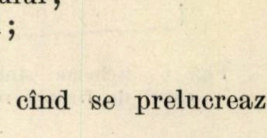


Fig. 15. Cotarea alezorului corespunzător operației reprezentate în figura 14.

---

* Vezi articolul din *Metalurgia și Construcția de Mașini* nr. 4/1958.

diametrului flancurilor impuse de abaterea pasului filetului și abaterea semiunghiului flancurilor, la care se ține seamă de însăși toleranța diametrului flancurilor filetului sculei. În plus, avîndu-se în vedere execuția mai greoaie a filierii, se va considera pentru aceasta o toleranță mai mare, de exemplu 0,35 T*.

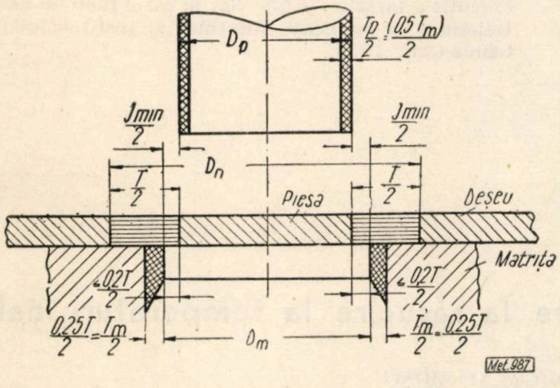
8. *Dacă se consideră sculele pentru ștanțarea la rece a metalelor, principiul menționat la sculele așchietoare rămîne valabil și aici* :

— toleranța sculei se ia de 25% din toleranța piesei ;

— amplasarea cîmpului toleranței sculei se face ținîndu-se seamă de sensul uzurii ;

— se consideră un interval de siguranță (care se poate lua $\leqslant 0{,}2\ T$, deci cu foarte puțin mai mic decît în cazul sculelor așchietoare).

În figura 16 se indică valoarea toleranțelor și amplasarea cîmpului toleranțelor în cazul decupării (cînd interesează piesa care cade prin matriță, deșeul fiind ceea ce rămîne pe matriță). În acest caz dimensiunea piesei este dată de matriță. De aceea, prima dimensiune care se calculează este aceea a matriței (fig. 16) :



D_p
$\frac{T_p}{2} = \frac{(0{,}5 T_m)}{2}$
$\frac{j_{min}}{2}$
$\frac{j_{min}}{2}$
D_n
$\frac{T}{2}$
Piesă
$\frac{T}{2}$
Deșeu
Matrița
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{0{,}25T}{2} = \frac{T_m}{2}$
D_m
$\frac{T_m}{2} = \frac{0{,}25T}{2}$
Met.987

Fig. 16. Schema stabilirii toleranțelor în cazul decupării : D_n – dimensiunea nominală a piesei ; T – toleranța piesei ; D_m – dimensiunea nominală a matriței ; T_m – toleranța matriței ($T_m = 0{,}25\ T$) ; 0,2 T – marjă de siguranță ; D_p – dimensiunea nominală a poansonului ; T_p – toleranța poansonului ; j_{min} – jocul minim între poanson și matriță.

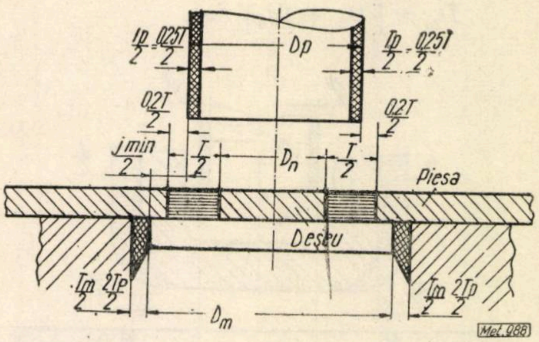
$$D_m = [D_n - T + 0{,}2\ T]^{+0{,}25\ T}.$$

Dimensiunea nominală a poansonului va fi :

$$D_p = [D_m - j_{min}]^{+0}_{-0{,}15\ T}$$

Scula care imprimă dimensiunile piesei fiind matrița, i se va da acesteia o toleranță $\leqslant 0{,}25\ T$; poansonul — mai ușor de executat — va avea o toleranță de numai aproximativ 50% din toleranța matriței. Valoarea jocului minim se ia conform indicațiilor din literatura de specialitate.

În cazul perforării (fig. 17), piesa care interesează este aceea care rămîne pe matriță — deșeul fiind ceea ce cade prin matriță. Dimensiunile orificiului sînt determinate de poanson, care trece prin piesă. De aceea, de data aceasta calculul pleacă de la dimensiunile poansonului (fig. 17).



$\frac{T_p}{2} = \frac{0{,}25T}{2}$
D_p
$\frac{T_p}{2} = \frac{0{,}25T}{2}$
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{j_{min}}{2}$
$\frac{T}{2}$
D_n
$\frac{T}{2}$
Piesa
Deșeu
$\frac{T_m}{2} = \frac{2T_p}{2}$
D_m
$\frac{T_m}{2} = \frac{2T_p}{2}$
Met.988

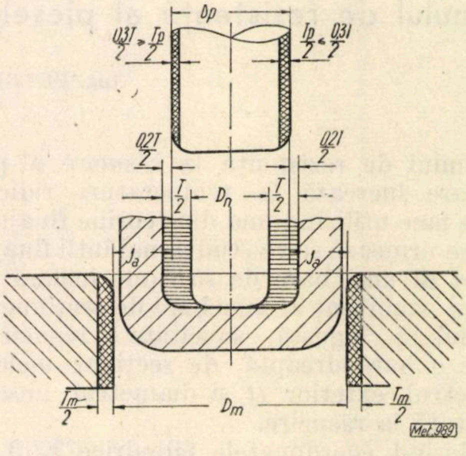
Fig. 17. Schema stabilirii toleranțelor în cazul perforării

$$D_p = [D_n + T - 0{,}2\ T]^{+0}_{-0{,}25\ T}\ ;$$

$$T_p \leqslant 0{,}25\ T\ ;$$

$$D_m = [D_p + j_{min}]^{+0{,}5\ T}\ ;$$

$$T_m = 2\ T_p\ .$$



D_p
$\frac{0{,}3T}{2} = \frac{T_p}{2}$
$\frac{T_p}{2} = \frac{0{,}3T}{2}$
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{0{,}2T}{2}$
$\frac{T}{2}$
D_n
$\frac{T}{2}$
j_0
j_0
$\frac{T_m}{2}$
D_m
$\frac{T_m}{2}$
Met.989

Fig. 18. Schema stabilirii toleranțelor în cazul ambutisării, cînd interesează dimensiunile interioare.

Se observă că toleranța matriței depășește 0,25 T, dar nu matrița este aceea care imprimă dimensiunile piesei.

9. *Lucrurile se petrec similar în cazul ambutisării fără subțiere* (fig. 18 și 19). În acest caz, dimensionarea va porni de la poanson — atunci cînd interesează dimensiunile interioare ale piesei (fig. 18) — și de la matriță — atunci

---

* Amănunte în ceea ce privește tarozii și filierele se dau în revista „*Standardizarea*" nr. 6/1958

cînd interesează dimensiunile exterioare ale piesei (fig. 19). Adică:

— atunci cînd sînt impuse dimensiunile interioare:

$$D_p = [D_n + T - 0{,}2\ T]_{-0{,}3\ T}\,;$$

$$T_p \leqslant 0{,}3\ T \text{ (clasa a 2-a de precizie)};$$

$$D_m = [D_p + 2j_a]^{+T_m},$$

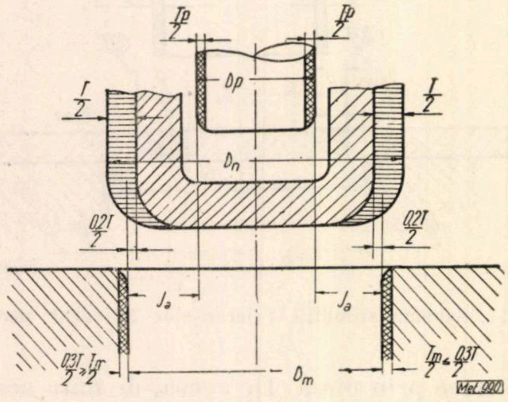


Fig. 19. Schema stabilirii toleranţelor în cazul ambutisării, cînd interesează dimensiunile exterioare: j_a – jocul minim între poanson şi matriţă.

T_m fiind corespunzător clasei a treia de precizie;

—atunci cînd sînt impuse dimensiunile exterioare:

$$D_m = [D_n - T + 0{,}2\ T]^{+0{,}3T}\,;$$

$$T_m \leqslant 0{,}3\,T \text{ (clasa a doua de precizie)};$$

$$D_p \doteq [D_m - 2\ j_a]^{+0}_{-T_p},$$

T_p fiind corespunzător clasei a treia de precizie.

Precizia poansoanului şi aceea a matriţei depind de o serie de factori, printre care şi forma geometrică (în plan) a piesei, precum şi de mărimea toleranţei acesteia.

Valoarea jocului j_a între poanson şi matriţă (considerat pe o parte) se ia conform indicaţiilor din literatura de specialitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Lăzărescu D. I.*: Calculul şi construcţia sculelor aşchietoare, Editura tehnică, Bucureşti, 1961.

[2] *Lăzărescu D. I.*: Contribuţii în legătură cu toleranţele de execuţie a tarozilor şi filierelor în cazul filetului metric, Buletinul de publicaţii ştiinţifice al Institutului Politehnic-Cluj, 1959.

Pentru tînărul inginer

CZ 539.376 : 539.414.012

Calculul de rezistență al pieselor solicitate la răsucire la temperaturi înalte

Ing. PETRE SIMA şi ing. NICOLAE MOŞU
Institutul politehnic – Braşov

Calculul de rezistenţă la răsucire al pieselor care lucrează la temperaturi ridicate se poate face utilizînd una din teoriile fluajului. În cele ce urmează se va studia mai întîi fluajul stabilizat al unei bare de secţiune inelară şi apoi fluajul stabilizat al unei bare de secţiune dreptunghiulară îngustă, solicitate la răsucire pură.

Fie o bară dreaptă, de secţiune inelară, cu diametrul exterior D şi diametrul interior d, solicitată la răsucire.

Folosind coordonatele cilindrice r, ϑ, z, pe baza ipotezelor secţiunii plane şi păstrării rectilinii a razelor, se poate scrie:

$$\gamma_{r\vartheta} = r\ \theta, \tag{1}$$

în care:

$\gamma_{r\vartheta}$ este alunecarea specifică totală la un moment dat, într-un punct al secţiunii, situat la distanţa r de centru;

$\theta = \frac{d\varphi}{dz}$ — unghiul de răsucire specifică în acelaşi moment (fig. 1).

Prin derivarea relaţiei (1) în raport cu timpul, se obţine viteza de alunecare specifică:

$$\gamma'_{r\vartheta} = r\ \theta', \tag{2}$$

în care $\theta' = \frac{d\theta}{dt}$ reprezintă viteza de variaţie a unghiului de răsucire specifică.

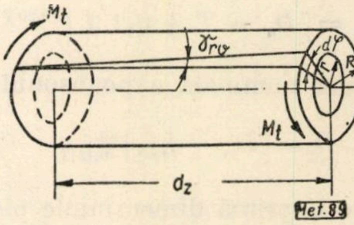


Fig. 1.

În cazul solicitării de răsucire pură, valorile intensităţii eforturilor unitare şi deformaţiei fiind:

$$\sigma_i = \sqrt{3}\ \tau_{z\vartheta}, \qquad \varepsilon_i = \frac{\gamma_{z\vartheta}}{\sqrt{3}},$$

teoria îmbătrînirii, scrisă sub forma:

$$\varepsilon_i = \frac{\sigma_i}{E} + \sigma_i^n\,\Omega(t),$$

devine:

$$\gamma_{z\vartheta} = \frac{3\tau_{z\vartheta}}{E} + 3^{\frac{n+1}{2}}\,\tau_{z\vartheta}^n\,\Omega(t),$$

$\Omega(t)$ fiind o funcție de timp.

Derivînd această ecuație în raport cu timpul și ținînd seamă că efortul unitar este invariabil în timp, se obține o nouă expresie pentru viteza alunecării specifice:

$$\gamma'_{z\vartheta} = 3^{\frac{n+1}{2}}\,\tau_{z\vartheta}^n\,\frac{\mathrm{d}\Omega(t)}{\mathrm{d}t},$$

în care $\frac{\mathrm{d}\Omega(t)}{\mathrm{d}t} = B(t)$ este o funcție de timp ce se determină pe baza rezultatelor experimentale; cu această înlocuire se obține:

$$\gamma'_{z\vartheta} = 3^{\frac{n+1}{2}}\,\tau_{z\vartheta}^n\,B(t). \tag{3}$$

Comparînd relațiile (2) și (3), se deduce legea de distribuție a eforturilor unitare tangențiale pe secțiune:

$$\tau_{z\vartheta} = \frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\left[\frac{\theta'}{B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\cdot r^{\frac{1}{n}}. \tag{4}$$

Pentru a calcula viteza de variație a răsucirii specifice și a eforturilor unitare se scrie expresia momentului de răsucire:

$$M_t = 2\pi\int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}}\tau_{z\vartheta}\,r^2\mathrm{d}r = \left[\frac{\theta'}{B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\left\{\frac{2\pi}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} r^{\frac{2n+1}{n}}\,\mathrm{d}r\right\}. \tag{5}$$

Expresia din acolade poartă numele de moment de inerție polar generalizat și se notează astfel:

$$I_{np} = \frac{2\pi}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\int_{\frac{d}{2}}^{\frac{D}{2}} r^{\frac{2n+1}{n}}\,\mathrm{d}r. \tag{6}$$

Prin integrare se obține formula momentului de inerție polar generalizat al secțiunii inelare:

$$I_{np} = \frac{\pi}{3^{\frac{n+1}{2n}}\cdot 2^{\frac{2n+1}{n}}}\cdot\frac{n}{3n+1}\,D^{\frac{3n+1}{n}}\left[1-\left(\frac{d}{D}\right)^{\frac{3n+1}{n}}\right]. \tag{7}$$

Pentru bara plină, de secțiune circulară, momentul de inerție polar generalizat se poate obține înlocuind în relația (7) $d = 0$.

Rezultă:

$$I_{np} = \frac{\pi}{3^{\frac{n+1}{2n}}\cdot 2^{\frac{2n+1}{n}}}\cdot\frac{n}{3n+1}\,D^{\frac{3n+1}{n}}. \tag{8}$$

Momentul de răsucire devine:

$$M_t = \left[\frac{\theta'}{B(t)}\right]^{\frac{1}{n}} I_{np}, \tag{9}$$

de unde se deduce viteza de variație a unghiului de răsucire specifică:

$$\theta' = \left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n B(t). \tag{10}$$

Integrînd ecuația (10), se obține:

$$\theta = \left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n \int B(t)\,\mathrm{d}t + \theta(0). \tag{11}$$

Ținînd seamă că $\int B(t)\,\mathrm{d}t = \Omega(t)$ și că în momentul inițial unghiul de răsucire este:

$$\theta(0) = \frac{M_t}{GI_p} = \frac{3M_t}{EI_p},$$

$\left(\text{la temperaturi ridicate } \mu = 0{,}5 \text{ și } G = \frac{E}{3}\right)$,

rezultă:

$$\theta = \frac{3M_t}{EI_p} + \left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n \Omega(t). \tag{12}$$

Introducînd expresia (10) în relația (4), se obține formula de determinare a eforturilor unitare tangențiale:

$$\tau_{z\vartheta} = \frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\,\frac{M_t\cdot r^{\frac{1}{n}}}{I_{np}}. \tag{13}$$

Se vede că distribuirea eforturilor unitare tangențiale în secțiunea barei nu mai este liniară. Efortul unitar tangențial maxim se obține înlocuind în formula (13) $r = \frac{D}{2}$:

$$\tau_{z\vartheta_{max}} = \frac{M_t}{3^{\frac{n+1}{2n}}\,\frac{I_{np}}{D^{\frac{1}{n}}}\cdot 2^{\frac{1}{n}}} = \frac{M_t}{W_{np}}, \tag{14}$$

în care W_{np} este modulul de rezistență generalizat la răsucire:

$$W_{np} = 3^{\frac{n+1}{2n}}\cdot 2^{\frac{1}{n}}\,\frac{I_{np}}{D^{\frac{1}{n}}} = \frac{\pi}{4}\,\frac{n}{3n+1}\,D^3\left[1-\left(\frac{d}{D}\right)^{\frac{3n+1}{n}}\right]. \tag{15}$$

Pentru bara de secțiune circulară plină rezultă:

$$W_{np} = \frac{\pi}{4}\cdot\frac{n}{3n+1}\,D^3. \tag{16}$$

Pentru ușurarea calculului, autorii au trasat diagramele din figurile 2 și 3, în care sînt date valorile momentelor de inerție și modulelor de rezistență polare generalizate pentru secțiunile circulare pînă la 15 cm diametru, n variind între valorile 1 și 11.

Exemplu de calcul. Să se determine efortul unitar maxim în axul unei turbine de diametru $D = 10$ cm, confecționat din oțel-crom-molibden cu 0,48% C, 0,49% Mn, 0,62% Si, 0,52% Mo și 1,2% Cr, la temperatura $T = 540°C$; axul este răsucit de un moment constant $M_t = 1\,200$ kgm. De asemenea se cere unghiul de răsucire al acestuia la 1 000 ore după încărcare. Condițiilor problemei le corespunde un $n = 3{,}55$. Din diagramele din figura 2 se ia modulul de rezistență polar generalizat al secțiunii circulare cu $D = 10$ cm, $W_{np} = 2\,400$ cm^3 și se calculează efortul unitar tangențial maxim:

$$\tau_{z\vartheta_{max}} = \frac{120\,000}{240} = 500 \text{ kgf/cm}^2.$$

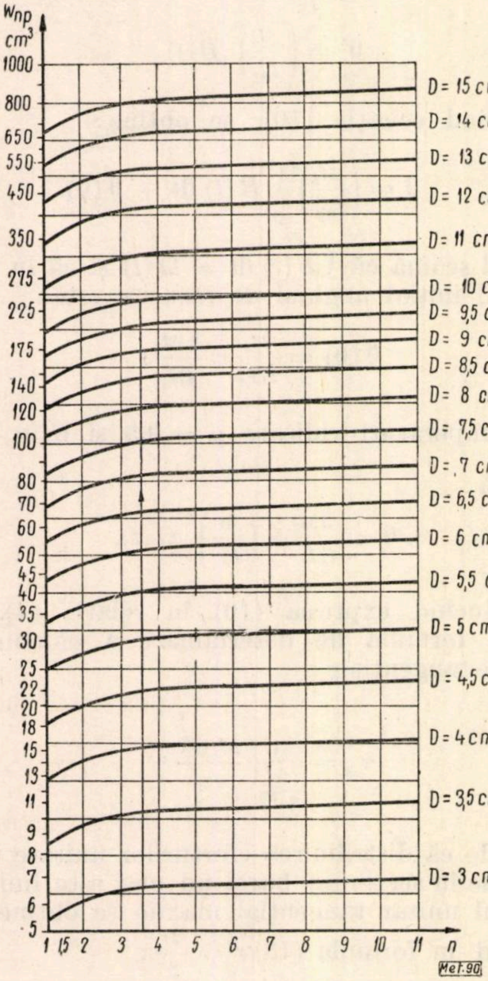


Fig. 2. Curbele modulelor de rezistență generalizate pentru secțiunea circulară plină, funcție de exponentul n.

Efortul unitar tangențial la distanța r de axa arborelui este:

$$\tau_{z\vartheta} = \frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}} \cdot \frac{M_t\, r^{\frac{1}{n}}}{I_{np}};$$

din diagramele din figura 3 cu $n = 3{,}55$ pentru $D = 10$ cm rezultă $I_{np} = 185$ cm^{3,28}.

Așadar:

$$\tau_{z\vartheta} = \frac{1}{3^{\frac{4,55}{7,1}}} \cdot \frac{120\,000}{175} \cdot r^{\frac{1}{3,55}} = 314\, r^{0,282}.$$

În tabela 1 se dau valorile lui τ corespunzătoare diferitelor valori ale lui r; în aceeași tabelă se dau valorile lui τ_{el} datorite deformațiilor elastice ale arborelui, calculate cu formula:

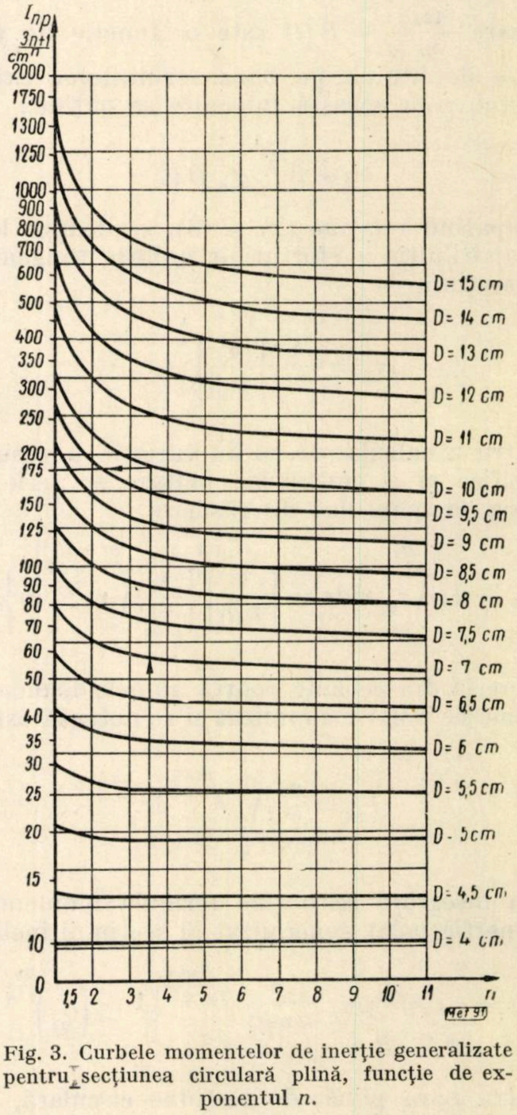


Fig. 3. Curbele momentelor de inerție generalizate pentru secțiunea circulară plină, funcție de exponentul n.

$$\tau_{el} = \frac{M_t\, r}{I_p} = \frac{2\, M_t r}{\pi R^4} = \frac{2 \times 120\,000}{3{,}14 \cdot 5^4}\, r = 122\, r \text{ kgf/cm}^2.$$

Datorită fluajului se uniformizează eforturile unitare în secțiunea transversală a arborelui:

Tabela 1

r cm	τ_{el} kgf/cm²	$\tau_{z\vartheta}$ kgf/cm²
5	610	494
4,5	549	480
4	488	458
3,5	427	447
3	366	428
2,5	305	407
2	244	382
1,5	183	352
1	122	314
0,5	61	260
0	0	0

pe suprafața arborelui ele scad puțin, iar în dreptul axei cresc sensibil (fig. 4).

Pentru a calcula unghiul de răsucire al arborelui se alege următoarea expresie pentru viteza de curgere:

$$v_c = K\,\tau^n = \frac{\mathrm{d}\gamma r\vartheta}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}(r\theta) = \frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\left(r\frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}t}\right) = r\frac{\mathrm{d}^2\varphi}{\mathrm{d}t\,\mathrm{d}z}.$$

Rezultă:

$$\frac{\mathrm{d}^2\varphi}{\mathrm{d}t\,\mathrm{d}z} = K\frac{\tau^n}{r} = \frac{K}{3^{\frac{n+1}{2}}}\left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n.$$

Integrînd în raport cu t, se obține:

$$\frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}z} = \frac{K}{3^{\frac{n+1}{2}}}\left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n t + \frac{3\,M_t}{EI_p},$$

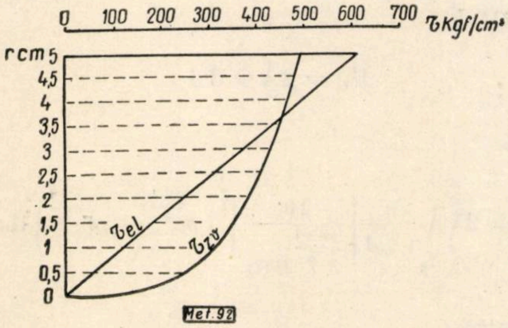


Fig. 4.

de unde:

$$\mathrm{d}\varphi = \left[\frac{3M_t}{EI_p} + \frac{Kt}{3^{\frac{n+1}{2}}}\left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n\right]\mathrm{d}z.$$

Integrînd și luînd $z = 1$ cm, se deduce expresia unghiului de răsucire φ_1:

$$\varphi_1 = \frac{3\,M_t}{EI_p} + \frac{Kt}{3^{\frac{n+1}{2}}}\left(\frac{M_t}{I_{np}}\right)^n. \qquad (17)$$

Luînd din tabele $k = 0{,}175\times10^{-15}$ [4] și înlocuind și celelalte valori numeric, rezultă:

$$\varphi_1 = \frac{3\times120\,000}{2{,}1\times10^6\times175} +$$

$$+ \frac{0{,}175\times10^{-15}\times1\,000}{3^{\frac{4{,}55}{2}}}\left(\frac{120\,000}{175}\right)^{3{,}55} = 0{,}00081 +$$

$$+ 0{,}0001435 = 0{,}0009535\ \frac{\mathrm{rad}}{\mathrm{cm}}.$$

(Din diagramele din figura 3 s-a luat $I_{np} = 175$, pentru curba $D = 10$ cm și $n = 3{,}55$).

Pentru o bară de secțiune oarecare, ipoteza secțiunilor pline nu mai rămîne valabilă. Rezolvarea problemei se face asemănător ca în teoria elasticității. Se pornește de la ecuațiile deformațiilor specifice de alunecare, care sînt (18):

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x};$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}; \qquad (18)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}.$$

Avînd în vedere că în această problemă: $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0$, ceea ce duce la $\varepsilon_x = \varepsilon_y = \varepsilon_z = \gamma_{xy} = 0$, și studiind felul cum se deformează un element din secțiunea barei solicitată de un moment de răsucire constant, se ajunge la ecuația:

$$\frac{\partial\gamma_{yz}}{\partial x} - \frac{\partial\gamma_{xz}}{\partial y} - 2\theta = 0, \qquad (19)$$

ecuația de compatibilitate a deformațiilor, unde $\theta = \frac{\mathrm{d}\varphi}{\mathrm{d}z}$ este răsucirea specifică a deformațiilor.

Știind că $\tau_{xz} = \gamma_{xz}\frac{\sigma_i}{3\varepsilon_i}$; $\tau_{yz} = \gamma_{yz}\frac{\sigma_i}{3\varepsilon_i}$; se obține:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{3\varepsilon_i}{\sigma_i}\tau_{yz}\right) - \frac{\partial}{\partial y}\left(\frac{3\varepsilon_i'}{\sigma_i}\sigma_{xz}\right) - 2\theta = 0. \qquad (20)$$

Derivînd în raport cu timpul și ținînd seamă că $\tau = \sigma$ const, rezultă:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{3\varepsilon_i'}{\sigma_i}\tau_{yz} - \frac{\partial}{\partial y}\frac{3\varepsilon_i'}{\sigma_i}\tau_{xz}\right) - 2\theta' = 0. \qquad (21)$$

Avînd în vedere relația între intensitatea deformațiilor și cea a eforturilor unitare, care se derivează în raport cu timpul și ținînd seamă că eforturile unitare rămîn constante, se deduce:

$$\varepsilon_i = \frac{\sigma_i}{E} + \sigma_i^n\,\Omega(t); \qquad (22)$$

$$\frac{\varepsilon_i'}{\sigma_i} = \sigma_i^{n-1}\,B(t). \qquad (23)$$

Din relația:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_x-\sigma_y)^2+(\sigma_y-\sigma_z)^2+(\sigma_z-\sigma_x)^2+6(\tau_{xy}^2+\tau_{xz}^2+\tau_{yz}^2)},$$

ținînd seama că:

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0.$$

se obține:

$$\sigma_i = \sqrt{3}\sqrt{\tau_{xz}^2+\tau_{yz}^2};$$

deci:

$$\frac{3\varepsilon_i'}{\sigma_i} = 3\cdot 3^{\frac{n-1}{2}}\left(\tau_{xz}^2+\tau_{yz}^2\right)^{\frac{n-1}{2}}.$$

Înlocuind în ecuația (21), se obține:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left[\tau_{yz}\left(\tau_{xz}^2+\tau_{yz}^2\right)^{\frac{n-1}{2}}\right]-\frac{\partial}{\partial y}\left[\tau_{xz}\left(\tau_{xz}^2+\tau_{yz}^2\right)^{\frac{n-1}{2}}\right]-$$

$$-\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)} = 0. \qquad (24)$$

Se introduc și în acest caz eforturile unitare $\Phi\ (x,\ y)$ și se presupune că componentele eforturilor unitare sînt exprimate astfel:

$$\tau_{xz} = \frac{\partial\Phi}{\partial y}; \qquad \tau_{yz} = -\frac{\partial\Phi}{\partial x}.$$

Pentru cazul unei secțiuni dreptunghiulare cu una din laturi mult mai mare, se poate considera aproximativ $\tau_{xy} = 0$.

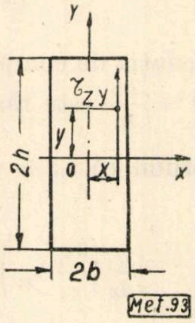


Fig. 5.

Avînd în vedere cele arătate, ecuația (24) devine:

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{\partial\Phi}{\partial x}\right)^n + \frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)} = 0. \qquad (25)$$

Integrînd în raport cu x, se obține:

$$\left(\frac{\partial\Phi}{\partial x}\right)^n + \frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)}\,x + C_1 = 0. \qquad (26)$$

Pentru determinarea constantei se pun condițiile:

$$x = 0, \quad \tau_{yz} = 0, \text{ deci } \frac{\partial\Phi}{\partial x} = 0 \rightarrow C_1 = 0.$$

Deci ecuația devine:

$$\frac{\partial\Phi}{\partial x} + \left[\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\cdot x^{\frac{1}{n}} = 0.$$

Integrînd încă o dată în raport cu x, rezultă:

$$\Phi + \frac{n}{n+1}\left[\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\cdot x^{\frac{n+1}{n}} + C_2 = 0.$$

Se determină constanta C_2.

$$\left.\begin{aligned} x &= \ \ b \\ x &= -b \end{aligned}\right\}\ \Phi = 0.$$

Pentru ca C_2 să fie unic determinat trebuie ca x să fie luat în modul.

Rezultă

$$C_2 = -\frac{n}{n+1}\left[\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\cdot b^{\frac{n+1}{n}}$$

și deci Φ va fi:

$$\Phi = \frac{n}{n+1}\left[\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{2}}\,B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\left[b^{\frac{n+1}{n}} - |x|^{\frac{n+1}{n}}\right].$$

Relația între viteza răsucirii specifice, momentul de răsucire și timp se obține înlocuind în expresia momentului de răsucire funcția Φ și integrînd:

$$M_t = 2\int \Phi\,\mathrm{d}A; \qquad (27)$$

sau:

$$M_t = 2\int_{-h}^{h}\int_{-b}^{b}\frac{n}{n+1}\left[\frac{2\theta'}{3^{\frac{n+1}{n}}\,B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\left(b^{\frac{n+1}{n}} - |x|^{\frac{n+1}{n}}\right)\mathrm{d}x\,\mathrm{d}y.$$

Rezultă:

$$M_t = \left[\frac{\theta'}{B(t)}\right]^{\frac{1}{n}}\left\{\frac{n}{2n+1}\cdot\frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\,2h\,(2b)^{\frac{2n+1}{n}}\right\}. \qquad (28)$$

Expresia din acolade poartă numele de moment de inerție generalizat.

$$I_{nK} = \frac{n}{2n+1}\cdot\frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\,2h\,(2b)^{\frac{2n+1}{n}}. \qquad (29)$$

Cu această notație se obține:

$$\theta' = \left(\frac{M_t}{I_{nK}}\right)^n B(t) \tag{30}$$

(relația între viteza răsucirii specifice, momentul de răsucire și timp).

Integrînd relația (30) în raport cu timpul și avînd în vedere că pentru $t = 0$, $\theta = \frac{3M_t}{EI_K}$, deci o deformație; în domeniul elastic se obține:

$$\theta = \frac{3\,M_t}{E\,I_K} + \left(\frac{M_t}{I_{nK}}\right)^n \Omega(t). \tag{31}$$

Efortul unitar se calculează avînd în vedere că:

$$\tau_{yz} = -\frac{\partial \Phi}{\partial x} = \frac{2^{\frac{1}{n}}\,|x|^{\frac{1}{n}}}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\,\frac{M_t}{I_{nk}}; \tag{32}$$

pentru $x = b$, τ_{yz} are valoarea maximă:

$$\tau_{yz} = \frac{M_t}{W_{nK}},$$

în care:

$$W_{nK} = \frac{n}{2n+1}\,2h\,(2b)^2. \tag{33}$$

Rezultatele obținute pot fi folosite pentru calculul profilelor descrise cu pereți subțiri de grosime constantă.

În acest caz se fac înlocuirile $2h = l$; $2b = \delta$.

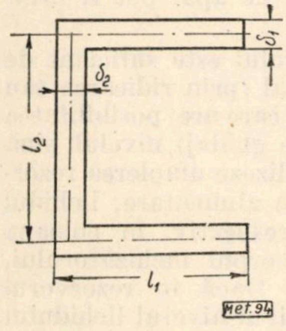


Fig. 6.

În cazul răsucirii pure a profilelor cu pereți subțiri formate din m suprafețe, se poate considera, aproximativ, că ariile care compun profilul lucrează independent una de alta, răsucindu-se însă în orice moment cu același unghi.

Se notează cu M_i momentul de răsucire suportat de un element component al ariei totale, iar rigiditatea ei cu I_{nKi}

$$I_{nKi} = \frac{n}{2n+1}\,\frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}}\,l_i\,\delta_i^{\frac{2n+1}{2n}}.$$

Egalînd unghiul de răsucire specifică al profilului cu cel al unui element, se obține:

$$\frac{3M_t}{EI_K} + \left(\frac{M_t}{I_{nK}}\right)^n \Omega(t) = \frac{3M_{ti}}{EI_{nKi}} + \left(\frac{M_{ti}}{I_{nKi}}\right)^n \Omega(t).$$

Ținînd seamă de faptul că în momentul inițial unghiul de răsucire al profilului este egal cu

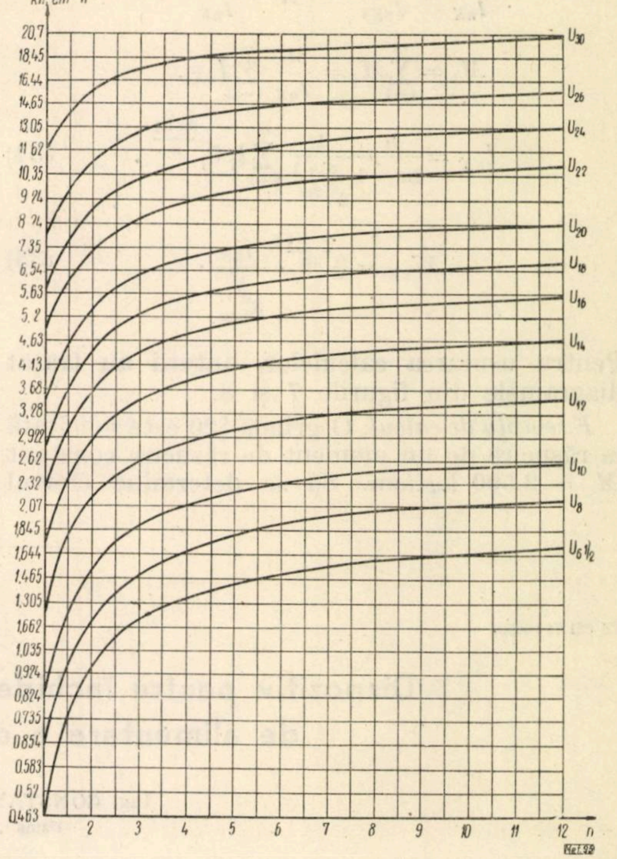


Fig. 7. Curbele momentelor de inerție generalizate pentru profilele U STAS 564-49, funcție de exponentul n.

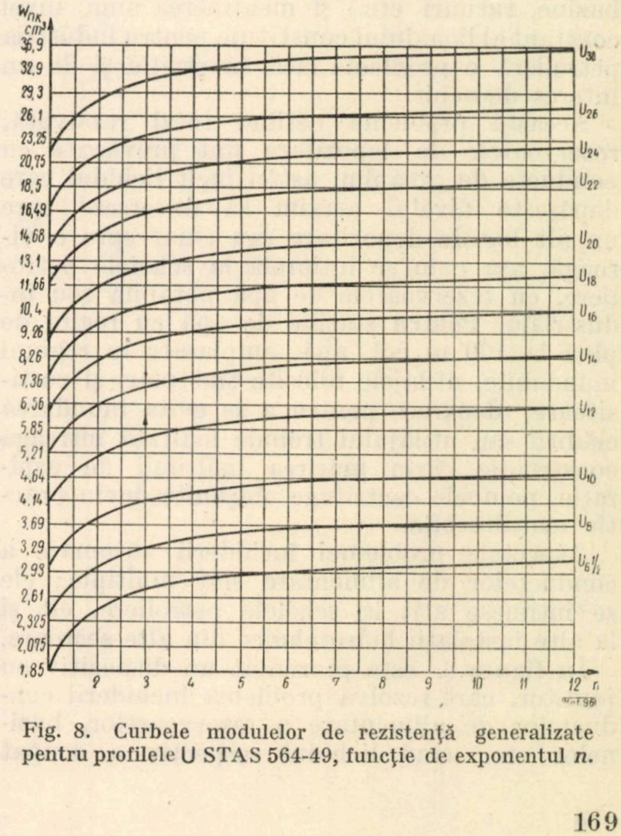


Fig. 8. Curbele modulelor de rezistență generalizate pentru profilele U STAS 564-49, funcție de exponentul n.

cel al elementelor componente, se obține:

$$\frac{M_t}{I_{nK}} = \frac{M_{ti}}{I_{nKi}} \rightarrow M_{ti} = \frac{I_{nKi}}{I_{nK}} M_t .$$

$$M_t = \sum_{i=1}^{m} M_i = \frac{M_t}{I_{nK}} \sum_{i=1}^{m} I_{nKi}.$$

$$I_{nK} = \frac{n}{2n+1} \frac{1}{3^{\frac{n+1}{2n}}} \sum_{i=1}^{m} l_i \, \delta_i^{\frac{2n+1}{n}} . \qquad (34)$$

$$W_{nK} = 3^{\frac{n+1}{3n}} \cdot \frac{I_{nK}}{\delta_{max}^{\frac{1}{n}}} . \qquad (35)$$

Pentru ușurarea calculelor, autorii au trasat diagramele din figurile 7 și 8.

Exemplu de calcul. O grindă [20 este solicitată la răsucire de un moment de răsucire constant $M_t = 2\,500$ kgf/cm. Să se determine efortul unitar maxim de răsucire care apare în grindă, cunoscînd că temperatura la care este încălzită grinda este $t = 500°C$.

Din diagramele din figura 8 cu $n = 3$ rezultă:

$$W_{nK} = 12{,}7 \text{ cm}^3;$$

$$\tau_{max} = \frac{M_t}{W_{nK}} = \frac{2\,500}{12{,}7} = 197 \text{ kgf/cm}^2$$

BIBLIOGRAFIE

[1] *Popescu M. Mihail*: Fluajul și materialele rezistente la temperaturi ridicate, Editura tehnică, 1958.

[2] *Beleaev N. M.*: Rezistența materialelor, Editura tehnică București, 1956.

[3] *Ponomarev G. D.* și alții: Calculul modern de rezistență în construcția de mașini. Editura tehnică, București, 1956.

[4] *Sima Petre*: Calculul de rezistență a pieselor solicitate la încovoiere la temperaturi înalte. Metalurgia și Construcția de mașini, anul **XIII**, nr. 1, ianuarie 1961.

CZ 621.64 : 665.5

Dispozitiv pentru închiderea automată a conductelor de alimentare a depozitelor de lichide

Ing. CONSTANTIN D. MIHĂESCU
Uzina „23 August”

Închiderea automată a conductelor de alimentare a depozitelor de lichide (rezervoare, bazine, turnuri etc.) și menținerea unui nivel constant al lichidului constituie pentru industria petrolieră o problemă încă în studiu și de un interes deosebit.

Această problemă nefiind total rezolvată, rezervoarele de depozitare sînt prevăzute cu conducte de preaplin, astfel încît lichidul care depășește nivelul maxim să deverseze spre un alt loc de depozitare sau chiar spre o viroagă, așa cum se întîmplă la schelele petroliere, cu rezervoarele de apă potabilă sau industrială. Pentru stațiile de apă cu regim de pînă la 100 m col. apă, amplasate în regiuni inundabile, utilajele folosite sînt mari și costisitoare, deoarece pentru a se evita inundarea clădirii sau utilajului trebuie înălțată întreaga construcție. Prin mărirea înălțimii de aspirație, pompele centrifuge obișnuite devin practic neutilizabile.

Aspectele problemei închiderii automate a conductelor de alimentare sînt multiple; ele se întîlnesc atît la schelele petroliere, cît și la alte instalații hidrotehnice din alte sectoare.

În figura 1 este prezentat un dispozitiv cu plutitor, care rezolvă problema închiderii conductelor de alimentare a rezervoarelor, bazinelor etc., cînd lichidul respectiv a ocupat volumul limitat la nivelul ales. Prin aceasta se evită revărsarea lichidelor, iar la stațiile de pompare cu înălțimi mici de refulare, amplasate sub nivelul sursei de apă, pot fi utilizate pompele centrifuge.

Funcționarea dispozitivului este suficient de simplă. Se stabilește inițial (prin ridicarea sau coborîrea coloanei mobile care are posibilitatea de a glisa într-o bucșă de ghidaj) nivelul pînă la care va trebui să se realizeze umplerea rezervorului. Prin conducta de alimentare, lichidul pătrunde în dispozitiv, respectiv în coloana fixă, în cea mobilă, în corpul închizătorului, pînă la nivelul supapei. Dacă în rezervorul în care s-a montat dispozitivul nivelul lichidului este inferior celui pentru care a fost reglat dispozitivul, plutitorul fiind coborît, deci și supapa îndepărtată de pe scaunul ei, lichidul pătrunde în rezervor pînă la nivelul ales și, bineînțeles, antrenează plutitorul, care, ridicînd supapa, va închide orificiul de curgere din coloană.

În cazul coborîrii nivelului din rezervor, fenomenul se petrece invers.

Supapa de închidere este acționată de plutitor prin mișcarea de ridicare sau de coborîre a acestuia, mișcare survenită în urma creșterii sau descreșterii nivelului lichidului din rezervor față de cel ales.

Forța necesară acționării supapei se poate determina plecînd de la condiția de plutire a unui corp, și anume:

$$D = S,$$

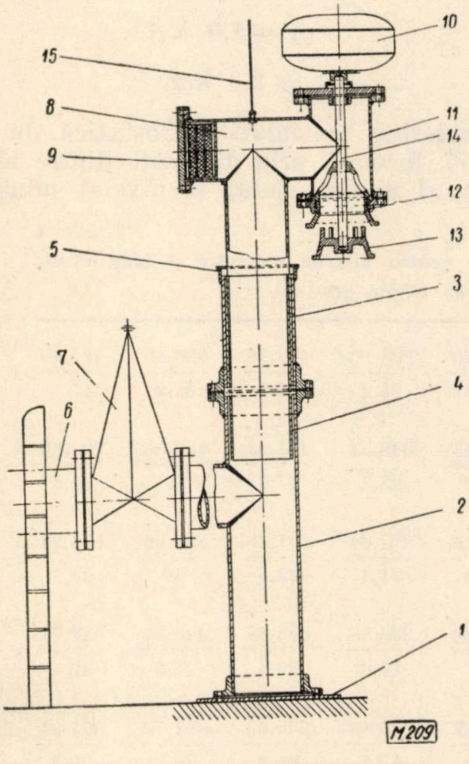


Fig. 1. Dispozitiv de închidere cu plutitor:

1 – placă de bază; *2* – coloană fixă; *3* – bucșă de ghidaj; *4* – coloană mobilă; *5* – corp de etanșare și ungere; *6* – conductă de alimentare; *7* – robinet de închidere; *8* – corp superior; *9* – contragreutate; *10* – plutitor; *11* – corpul închizătorului; *12* – scaunul supapei; *13* – supapa de închidere; *14* – axul plutitorului; *15* – cablu.

în care:

D este greutatea corpului plutitor;
S – greutatea cantității de lichid dezlocuite.

În acest caz, greutatea corpului plutitor D însumează elementele:

g_1 – greutatea plutitorului;
g_2 – greutatea flanșei de prindere a plutitorului pe ax;
g_3 – greutatea axului;
g_4 – greutatea supapei;
P_1 – forța de frecare în lagărele de ghidaj;
P_s – forța de apăsare a supapei de către lichidul din coloană.

Dacă se notează:

$$g_1 + g_2 + g_3 + g_4 = G,$$

greutatea corpului plutitor D se poate exprima:

$$D = G + P_1 + P_s.$$

Forța de apăsare a lichidului din coloană asupra supapei P_s este egală cu $p.F$, în care p este presiunea lichidului în coloană, iar F – aria solicitată a supapei.

Frecarea în lagăre este $P_1 = \mu\,(G + P_s)$, în care μ, coeficientul de frecare, are valori de la 0,3 la 0,35.

După aceste precizări, formula capătă aspectul:

$$(1 + \mu).(G + p.F) = S = \gamma V,$$

în care:

γ este greutatea specifică a lichidului dezlocuit;
V – volumul lichidului dezlocuit.

Dacă se notează cu V_p volumul plutitorului, păstrînd relația de echilibru a corpului plutitor, $D = S$, și urmărind o perfectă închidere a supapei, se poate preciza că:

$$V_p = V;$$

practic, $V = (1{,}5 - 2{,}5)V$ (valorile maxime alegîndu-se în cazul unei curgeri puternic turbulente).

De aici rezultă expresia volumului plutitorului:

$$V_p = \frac{(1{,}5-2{,}5)\,.\,(1+\mu)\,.\,(G+p\cdot F)}{\gamma}\,\mathrm{dm}^3.$$

În majoritatea cazurilor, plutitoarele se execută din tablă de 0,75 pînă la 1,5 mm grosime, cu diametre de: 200, 300, 400, 500, 600 și 700 mm (rareori 800, 900 sau 1 000 mm).

Pentru calcul se va considera:

$$g_1 + g_2 = 15 \text{ pînă la } 25 \text{ kgf},$$

sau, mai precis, în funcție de diametrul coloanei (tabela 1).

Tabela 1

Diametrul coloanei, mm	100	125	150	175	200	225	250	275	300	325	350
g_1+g_2,kgf	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25

Pentru calcul valoarea G se apreciază în funcție de diametrul coloanei (tabela 2).

Tabela 2

Diametrul coloanei, mm	100	125	150	175	200	225	250	275	300	325	350
g_3, kgf	0,500			1,5				4,5			
g_4, kgf	2,9	3,7	4,5	5,5	6,6	7,8	9,2	10,6	12,26	13,9	15,8

Diametrul coloanei se alege astfel încît lichidul care va curge prin ea să aibă viteza de maximum 1 m/s.

Supapele pot fi tipizate dimensional pentru fiecare diametru de conductă; pentru calcul, aria supapei F solicitată de presiunea lichidului din conductă se ia din tabela 3.

Tabela 3

Diametrul coloanei, mm	100	125	150	175	200	225	250	275	300	325	350
F, cm^2	45	65	90	125	160	180	230	280	320	360	400

Exemplu de calcul: diametrul conductei de alimentare este de 250 mm, iar debitul de aproximativ 3 000 l/min. Conducta alimentează cu apă dintr-un rîu un puţ colector al unei staţii de pompare. Nivelul maxim al apelor rîului este superior cotei zero a staţiei cu aproximativ 2 m. În acest caz se preconizează montarea la capătul conductei de alimentare a unui dispozitiv de închidere cu plutitor.

Tabela 4

V_p (volumului plutitorului, dm^3)/G_p (greutatea plutitorului, kgf), pentru diferite diametre şi înălţimi ale plutitorului executat din tablă de alamă de 1 mm grosime

Înălţimea plutitorului H_p, dm										
10	7,85/2,8	31,40/5,8	70,40/9,2	125,70/12,8	196,40/16,6	282,70/20,8	384,80/25,2	502,70/29,2	636,20/34,8	785,40/40
9	7,07/2,5	28,26/5,3	63,36/8,4	113,13/11,7	176,76/15,3	254,43/19,2	346,32/23,3	451,43/27,7	572,58/32,4	706,86/37,3
8	6,28/2,2	25,12/4,8	56,32/7,6	100,56/10,6	157,12/14	326,16/17,6	307,84/21,4	401,16/25,6	508,96/30	628,32/34,7
7	5,49/2	21,98/4,2	49,28/6,8	87,99/9,6	137,48/12,6	197,89/16	269,36/19,6	350,89/23,4	445,34/27,6	549,78/32
6	4,71/1,7	18,84/3,7	42,24/6	75,42/8,5	117,84/11,3	169,62/14,4	230,88/17,7	300,62/21,3	381,72/25,2	371,24/29,3
5	3,93/1,4	15,70/3,2	35,20/5,2	62,85/7,4	98,20/10	141,35/12,8	192,40/15,8	250,35/19,2	318,10/22,8	392,70/26,7
4	3,14/1,2	12,56/2,6	28,16/4,4	50,28/6,4	78,56/8,6	113,08/11,2	153,92/14	200,08/17	254,48/20,4	314,16/24
3	2,36/0,94	9,42/2,1	21,12/3,6	37,71/5,3	58,92/7,3	84,81/9,6	115,44/12,1	150,81/14,9	190,86/18	235,62/21,3
2	1,57/0,67	6,28/1,6	14,08/2,8	25,14/4,2	39,28/6	56,54/8	76,96/10,2	100,54/12,8	127,26/15,6	157,08/18,6
1	0,78/0,40	3,14/1,1	7,04/2	12,57/3,2	19,64/4,6	28,27/6,4	38,48/8,4	50,27/10,6	63,63/13,2	78,54/16
Diametrul plutitorului, D_p, dm	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Secţiunea circulară a plutitorului, F_p, dm^2	0,78	3,14	7,07	12,57	19,64	28,27	38,42	50,27	63,62	78,54

Pentru dimensionarea dispozitivului de închidere se iau din tabelele 1, 2 şi 3 valorile:

$$g_1 + g_2 = 21 \text{ kgf};$$

$$g_3 = 1{,}5 \text{ kgf};$$

$$g_4 = 9{,}3 \text{ kgf}.$$

Considerînd presiunea hidrostatică de 4 m col. apă, formată prin diferenţa dintre nivelul maxim al apelor rîului şi nivelul minim la care se reglează dispozitivul, se obţine:

$$p.F = 0{,}4.230 = 92 \text{ kgf},$$

în care 230 cm^2 reprezintă suprafaţa solicitată a supapei (luată din tabela 3).

Rezultă :

$$V_p = \frac{1{,}5\,(1+0{,}3)\,(131{,}7+92)}{1} = 240\ \text{dm}^3.$$

În tabela 4, pentru $V_p = 240$ dm^3 corespunde un plutitor cu diametrul de 700 mm şi înălţimea de 600 mm şi de 17,7 kgf greutate.

Dispozitivul prezentat prezintă multiple avantaje practice incontestabile :

1. Se poate regla, după necesităţi, nivelul de umplere într-un rezervor sau bazin pentru depozitarea diferitelor lichide.
2. Se poate întrerupe alimentarea unui rezervor sau bazin atunci cînd lichidul pătruns în interior tinde să se reverse.
3. La staţiile de pompare se poate folosi un utilaj de pompare economic (pompe centrifuge), chiar în cazul cînd ar apare pericolul de inundare.
4. Se poate realiza închiderea automată directă a conductelor de alimentare a diverselor depozite de lichide, înlocuind în bune condiţii închizătoarele cu amplificatoare hidraulice cu servomotor sau mecanice cu pîrghii pentru acţionare directă.

Dispozitivul de închidere cu plutitor prezentat constituie adaptarea la unităţile de mare capacitate a unei scheme cunoscute, realizate la dimensiuni reduse.

În ceea ce priveşte funcţionarea dispozitivului se pot ridica diferite probleme, fie de securitate a instalaţiei în cazul defectării dispozitivului, fie în ceea ce priveşte etanşările, rezistenţele hidraulice etc. Teoretic, aceste probleme îşi pot găsi rezolvarea corespunzătoare. Lichidul, de pildă, poate deversa în cazul defectării dispozitivului cu plutitor (situaţie aproape imposibilă) prin conducta de preaplin, care ar putea fi păstrată şi în cazul folosirii acestui dispozitiv ; etanşarea poate fi apreciată ca satisfăcătoare, forţa de închidere fiind suficient de mare şi gradul de prelucrare a suprafeţelor de etanşare — corespunzător.

O verificare practică a dispozitivului este totuşi necesară şi ar fi concludentă în lămurirea acestor probleme, cu atît mai mult cu cît folosirea acestui dispozitiv la unităţile mari de depozitare a diverselor lichide din sectorul industriei petroliere, al hidrotehnicii, agriculturii etc. este incontestabil oportună, datorită simplităţii constructive şi eficacităţii funcţionale a dispozitivului.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.91.07.014.4

Aparat pentru măsurarea mărimii deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare a cuţitului

Conf. GHERMAN DRĂGHICI
Candidat în ştiinţe Tehnice,
Institutul politehnic – Braşov

Deformaţiile termice ale sculelor precum şi uzura lor pe faţa de aşezare au o influenţă foarte mare asupra preciziei de prelucrare la finisare.

Cunoaşterea deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare are o importanţă deosebită pentru determinarea ştiinţifică a dimensiunii de reglare. Cu cît dimensiunea de ,,reglare la dimensiune'' a maşinii-unelte este mai precis determinată, cu atît mai mare va fi timpul dintre două reglări şi cu atît mai mic va fi adaosul de prelucrare lăsat pentru prelucrarea ulterioară prin rectificare ; cu cît acesta este mai mic şi constant pentru toate piesele din lot, cu atît precizia de prelucrare prin rectificare este mai mare.

Întrucît atît deformaţia termică cît şi uzura pe faţa de aşezare a sculei depind de un număr foarte mare de factori, nu s-a putut obţine pînă în prezent o expresie teoretică cu ajutorul căreia să se poată calcula valoarea lor reală. De aceea, mărimile acestor doi factori trebuie determinate experimental.

Pentru măsurarea simultană a mărimii deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare a cuţitului de strung autorul a construit un aparat* mai simplu şi mai precis decît cel conceput de Makarov (,,Stanki i instrument'', nr. 5, 1956) şi decît cel conceput de Potapov („Stanki i instrument'', nr. 6, 1959).

---

* Aparatul a fost confecţionat în Laboratorul de Tehnologia construcţiei de maşini din Institutul politehnic-Braşov.

Folosirea acestui aparat înlătură toate deficienţele metodelor recomandate de candidatul în ştiinţe tehnice Bogdanovici [1] pentru măsurarea deformaţiei termice a cuţitului de strung şi, separat, a uzurii pe faţa de aşezare.

Aparatul proiectat, reprezentat în figura 1, este foarte simplu. El se compune dintr-o placă, *1*, care se fixează pe suportul port-cuţite alături de cuţitul cu care se face prelucrarea; în această placă este fixat prin presare strînsă bolţul *2*, pe care este introdus glisant braţul *3*. Rondela din cauciuc *12* cu şurubul *13* împiedică braţul *3* să iasă de pe bolţul *2*. Braţul mai mic *4*, în care se fixează ceasul comparator *5* cu ajutorul şurubului *6*, este solidar cu braţul *3*.

Atunci cînd braţul *3* este adus în poziţia orizontală (poziţia de lucru), el se reazemă de opritorul *7*. Pîrghia *8* de la capătul braţului *3* se reazemă cu un capăt de palpatorul ceasului comparator, iar cu celălalt capăt de vîrful cuţitului de strung.

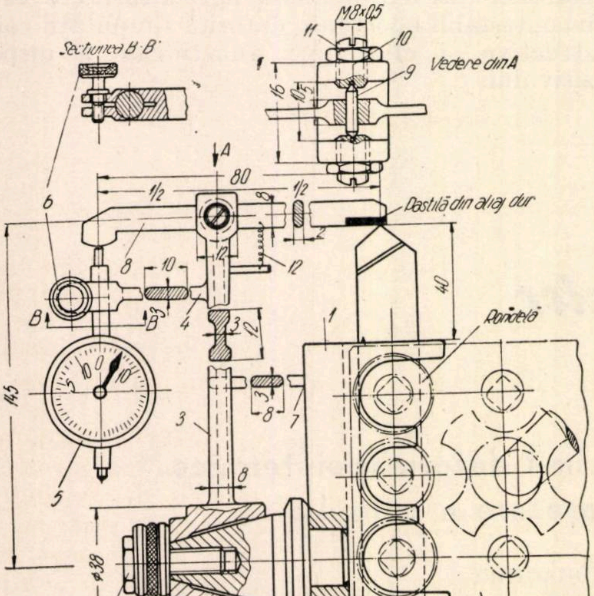


Fig. 1. Aparat pentru măsurarea deformaţiei termice şi uzurii pe faţa de aşezare.

Contactul strîns între capătul din dreapta al braţului 8 şi vîrful cuţitului se asigură prin arcul spiral 12.

Jocul din articulaţia braţului 8 este eliminat prin arcul 9 călit (presat în braţul 8) şi şuruburile 10, călite, care, odată reglate în poziţia corespunzătoare, se fixează cu piuliţele 11.

Măsurarea deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare a cuţitului se face în modul următor :

Se fixează aparatul pe suportul port-cuţite, alături de cuţitul cu care se face prelucrarea (fig. 1), folosind aceleaşi şuruburi cu care se fixează şi cuţitul.

Tot timpul cît aparatul nu funcţionează, braţul *3* stă în poziţia verticală.

Cînd se pregăteşte aparatul pentru măsurare, braţul *4* se prinde cu două degete, iar cu un alt deget se apasă pîrghia *8* pentru ca aceasta din urmă să nu lovească vîrful cuţitului, în momentul cînd braţul mare *3* al aparatului se aduce în poziţie orizontală, rezemîndu-se de opritorul 7. Se ia apoi degetul de pe pîrghia *8*, care este apăsată de arcul spiral *9* pe vîrful cuţitului, şi se aduce gradaţia zero de pe cadranul ceasului comparator în dreptul acului indicator (fig. 2, *a*).

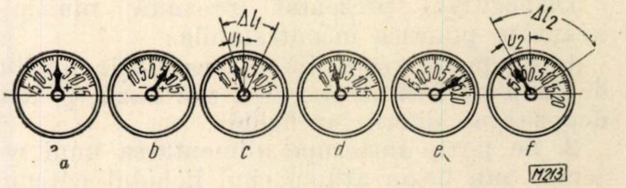


Fig. 2. Măsurarea deformaţiei termice Δl şi a uzurii u pe faţa de aşezare a cuţitului.

Pentru a se verifica dacă reglarea aparatului s-a făcut corect se apasă din nou cu degetul pe capătul pîrghiei *8*, în dreptul palpatorului ceasului comparator (fig. 1), şi se ridică apoi braţul *3* în poziţie verticală. Fără a se lua degetul de pe pîrghia *8* se readuce braţul *3* în poziţie orizontală.

Dacă reglarea iniţială a fost făcută corect, acul indicator al ceasului comparator trebuie să se oprească în dreptul gradaţiei zero.

Dacă nu se întîmplă aceasta se face o nouă reglare (se readuce gradaţia zero în dreptul acului indicator). Această verificare se poate repeta, pentru siguranţă, de două pînă la trei ori.

După ce cu regimul de aşchiere calculat s-a strunjit segmentul de lungime l_1 corespunzător unui timp de lucru τ_1 dinainte stabilit, se întrerupe avansul longitudinal şi se retrage cuţitul, cît se poate de repede, cu aproximativ 40—50 mm. Se readuce braţul *3* al aparatului în poziţie orizontală, procedîndu-se la fel ca atunci cînd s-a făcut reglarea aparatului. În acea clipă se citeşte gradaţia din dreptul acului indicator. Toate aceste operaţii trebuie să fie efectuate într-un timp cît se poate de scurt, întrucît în prima perioadă de timp răcirea cuţitului este mai intensă.

Să presupunem că o gradaţie a ceasului comparator este egală cu $\frac{1}{1\,000}$ şi că, de exemplu, acul indicator a indicat în primul moment gradaţia 7 (fig. 2, *b*). Pe măsură ce cuţitul se răceşte, acul indicator se apropie tot mai mult de gradația zero, pe care pînă la urmă o depășește. În momentul cînd temperatura cuțitului a atins valoarea inițială, se citește gradația în dreptul căreia s-a oprit acul indicator. Să admitem că această gradație este − 3 (fig. 2, *c*). Aceasta arată că deformația termică Δl_1 a cuțitului este egală cu $7 + |-3| = 10$ μ, iar uzura u_i pe fața de așezare a cuțitului este egală cu 3 μ (fig. 2, *c*).

După măsurarea respectivă se apasă ușor pe capătul pîrghiei *8* și se ridică brațul *3* în poziție verticală.

După strunjirea celui de-al doilea segment cu o lungime l_2, corespunzătoare unui timp de lucru τ_2, se procedează ca în cazul precedent; dacă, de exemplu, acul indicator în primul moment a indicat gradația 13 (fig. 2, *e*) după ce cuțitul s-a răcit, acul indicator s-a oprit în dreptul gradației − 8 (fig. 2, *f*), deformația termică Δl_2 a cuțitului după timpul de lucru τ_2 este egală cu $13 + |-8| = 21$ μ, iar uzura u_2 pe fața de așezare este egală cu 8 μ (fig. 2, *f*).

Măsurarea deformației termice Δl și a uzurii u după diferite intervale de timp de lucru τ se poate face și dacă se reglează de fiecare dată (după fiecare măsurare) ceasul comparator la zero, la fel ca la prima măsurare, urmînd ca la valoarea uzurii obținute după prelucrarea primului segment de lungime l_1 să se adauge valoarea uzurii obținute după prelucrarea celui de-al doilea segment de lungime l_2 etc.

Cu ajutorul acestui aparat se pot măsura deci în același timp foarte repede și ușor atît deformația termică a cuțitului cît și uzura lui pe fața de așezare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bogdanovici B. M.: *Tocinosti mehanicescoi obrabotki i puti cio povișenia*, Mașghiz, Moskva, 1959.

Protecția muncii

CZ 621.923–783:614.8

Dispozitive de protecție la polizoare

Ing. NICOLAE DUMITRIU
Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii al C.C.S.

În timpul prelucrării metalelor cu ajutorul discurilor abrazive pot avea loc accidente grave dacă nu se iau măsuri pentru înlăturarea lor.

Cauzele care provoacă accidente la utilizarea acestor scule sînt multiple: montarea necorespunzătoare a discului abraziv pe mașina-unealtă, folosirea incorectă a metodelor de lucru, prelucrarea la viteze periferice mai mari decît cele admise, alegerea necorespunzătoare a discului abraziv pentru operația care trebuie executată, lipsa dispozitivelor de protecție etc.

De asemenea, pentru înlăturarea accidentelor, muncitorii trebuie să-și însușească cît mai temeinic cunoștințele tehnice în domeniul prelucrării metalelor cu ajutorul sculelor abrazive, deoarece cu același disc abraziv nu se pot prelucra orice materiale și nu se pot executa orice operații. Alegerea corectă a discului abraziv pentru operația dată are importanță nu numai din punct de vedere tehnologic, ci și al tehnicii securității muncii.

Cele mai frecvente accidente care au loc în timpul utilizării discurilor abrazive se datoresc atingerii involuntare a acestora în timpul rotirii, spargerii discului etc.

Spargerea discului abraziv în timpul lucrului poate avea loc din mai multe cauze, printre care se pot enumera:

— rezistența necorespunzătoare a discului abraziv, datorită fie defecțiunilor de fabricație (fisuri, crăpături, incluziuni), fie degradării discului abraziv în timpul transportului, acțiunii umidității și a înghețului etc.;

— faptul că discul abraziv nu a fost supus încercării de rezistență prin rotire înainte de a fi montat pe mașina-unealtă;

— montarea necorespunzătoare a discului abraziv pe axul mașinii-unelte (lipsa garniturilor elastice între disc și flanșele de strîngere, folosirea flanșelor cu diametru prea mic sau a celor neprevăzute cu suprafețe inelare de strîngere, diametrul interior al discului prea mic față de diametrul axului etc.);

— montarea suportului pentru susținerea pieselor în timpul prelucrării la distanță prea mare față de discul abraziv etc.

Pentru înlăturarea accidentelor care pot avea loc în cazul spargerii pietrei, normele de tehnică a securității obligă să se folosească carcase de protecție. Acestea trebuie să fie astfel proiectate și construite încît să acopere discul abraziv pe o porțiune cît mai mare, lăsînd descoperită numai porțiunea activă a acestuia. De asemenea, carcasa de protecție trebuie să acopere capătul axului pe care sînt montate piatra, piulița de strîngere, precum și flanșele de fixare.

În producție se folosesc diferite tipuri de carcase de protecție. Alegerea carcasei celei mai corespunzătoare pentru o mașină-unealtă se face în funcție de forma și dimensiunile discului abraziv și ale piesei ce se prelucrează, de felul prelucrării, precum și de caracteristicile constructive ale mașinii-unelte.

Indiferent de tipul care se alege pentru o anumită mașină, carcasele de protecție trebuie să îndeplinească următoarele condiții :

— să prezinte siguranță în exploatare, adică să reziste în cazul spargerii pietrei ;

— să permită înlocuirea cît mai ușoară și rapidă a discului abraziv, după uzarea lui ;

— să fie dimensionate corect, pentru ca piesele de fixare ale discului să nu atingă carcasa în timpul lucrului.

Carcasele de protecție se construiesc din oțel forjat sau turnat și din fontă maleabilă.

Grosimea pereților carcasei se alege după STAS 6177-60, în funcție de calitatea materialului din care se execută, de dimensiunile discului abraziv și de regimul de lucru.

În conformitate cu normele de tehnică a securității, la proiectarea carcaselor trebuie să se prevadă un spațiu liber între discul abraziv și suprafața interioară a carcasei. Astfel, distanța dintre discul nou și suprafața cilindrică interioară a carcasei S este la mașinile existente 3—5% din diametrul discului (fig. 1). Pentru discurile care au un diametru mai mic de 100 mm, această distanță trebuie să fie de cel puțin 3 mm, iar pentru discurile care au diametrul mai mare de 500 mm, de cel mult 25 mm. Distanța dintre disc și pereții laterali ai carcasei de protecție S_1 trebuie să fie de 10—15 mm.

Unghiul de deschidere a carcasei de protecție trebuie să fie cît mai mic, pentru a se lăsa deschisă numai porțiunea din piatră pe care are loc procesul de așchiere. Această condiție este necesară deoarece cu cît aceasta este mai mică, cu atît pericolul de accidente este mai mic în caz de spargere a discului abraziv.

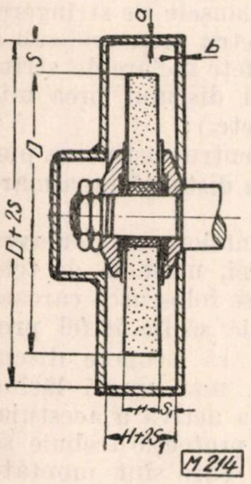


Fig. 1.

Pentru a se satisface condiția înlocuirii cît mai ușoare a discului abraziv uzat, carcasele de protecție se prevăd cu un perete lateral demontabil care în timpul lucrului se prinde în șuruburi. Fixarea peretelui demontabil trebuie astfel făcută încît să prezinte siguranță în cazul spargerii pietrei.

În figura 2 este reprezentată o carcasă de protecție *1*, prevăzută cu o vizieră *2* pentru micșorarea deschiderii carcasei după uzarea discului. Prin folosirea acestei carcase se obține posibilitatea măririi vitezei de lucru, eliminîndu-se accidentele datorite spargerii pietrei. Viziera de protecție permite deschiderea și fixarea ei în orice poziție, în funcție de dimensiunile piesei de prelucrat.

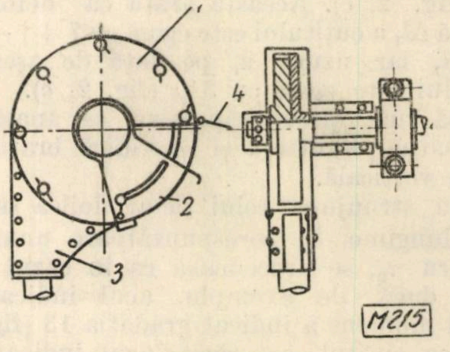


Fig. 2.

Carcasa este combinată cu un dispozitiv *3* pentru absorbția locală a prafului.

Pentru protecția împotriva așchiilor care se desprind în timpul lucrului, carcasa este prevăzută cu un ecran de protecție *4*.

La construcția carcaselor de protecție este mai practic să se utilizeze tabla ondulată în locul celei netede, deoarece aceasta fiind mai elastică reține mai bine spărturile în cazul spargerii discului. În figura 3 este reprezentată o carcasă de protecție, la care partea cilindrică *1* este executată din tablă ondulată. Părțile laterale *2* și *3* sînt confecționate din oțel și asamblate prin șuruburi și bucșe de distanțare *4*.

Partea cilindrică din tablă ondulată este formată din trei straturi de 1 mm grosime fiecare, care învăluie șuruburile *4*, și este bine fixată pe ele.

Piulița de fixare a discului abraziv care iese în afară este acoperită de capacul de oțel *5* fixat prin șuruburi de partea laterală a carcasei de protecție. Pe măsura uzării discului, partea cilindrică a carcasei executată din tablă ondulată se lasă în jos, prin deplasarea capului șurubului *6* în fanta *7*.

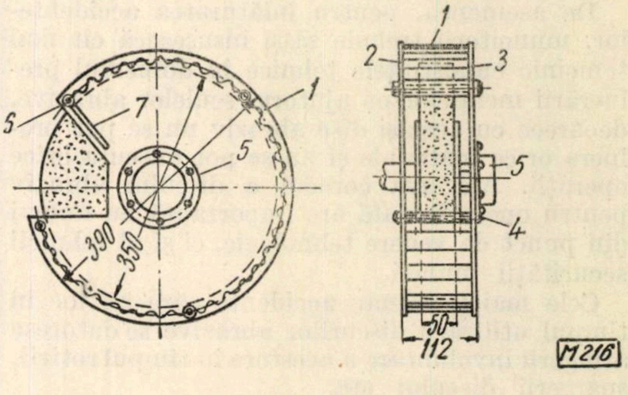


Fig. 3.

Această construcţie de carcasă protejează întreaga parte nelucrătoare a discului şi satisface în această privinţă condiţiile de tehnică a securităţii.

Deficienţa acestei carcase constă în faptul că înlocuirea discului abraziv se face mai greu, peretele lateral nefiind demontabil.

În afara carcaselor de protecţie, maşinile care lucrează cu scule abrazive trebuie să fie prevăzute şi cu ecrane de protecţie, pentru protejarea muncitorilor împotriva aşchiilor mărunte care se degajă în timpul lucrului. Din statistica accidentelor rezultă că un procent ridicat de răniri se datoreşte acestor cauze. Protecţia împotriva aşchiilor se poate face folosindu-se şi ochelari de protecţie, care au însă neajunsul că nu apără faţa muncitorului.

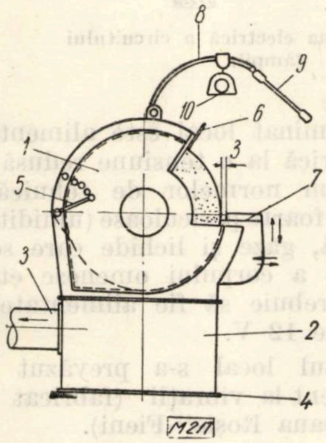


Fig. 4.

Ecranele de protecţie se construiesc de diferite tipuri. În figura 4 se arată carcasa şi ecranul de protecţie la un polizor dublu. Discul abraziv este protejat de carcasa *1* care este prevăzută cu o instalaţie de aspiraţie a prafului. Aerul încărcat cu praf pătrunde în camera de decantare *2* (în care se depun particulele mai mari de praf), de unde, prin conducta de absorbţie *3*, este evacuat în exterior. Camera de decantare se curăţă periodic de praf prin clapeta *4*. Carcasa este prevăzută în interior cu o clapetă *5*, care închide spaţiul între carcasă şi piatră, împiedicînd ieşirea prafului prin deschiderea carcasei. Pentru micşorarea deschiderii carcasei (distanţei dintre disc şi suprafaţa interioară a carcasei), aceasta este prevăzută cu o vizieră de protecţie *6*, astfel încît în tot timpul lucrului se păstrează distanţa reglementară de 6 mm. Viziera de protecţie are o rezistenţă suficientă pentru a putea reţine bucăţile din disc, în cazul spargerii lui.

Polizorul este prevăzut cu un suport *7*, pentru susţinerea piesei în timpul prelucrării ei.

Pentru protecţia împotriva aşchiilor s-a prevăzut un ecran *8*, cu un geam de sticlă incasabilă *9*. Pentru asigurarea unei vizibilităţi bune în timpul lucrului, ecranul este prevăzut cu o lampă *10*.

În cadrul preocupărilor pentru îmbunătăţirea, din punct de vedere al tehnicii securităţii, a utilajelor fabricate de întreprinderile din ţara noastră, Institutul de cercetări ştiinţifice pentru protecţia muncii al C.C.S. a studiat şi elaborat un proiect pentru polizorul 3 Pe 1,7. Proiectul întocmit reprezintă perfecţionarea polizorului existent fabricat în serie de către întreprinderile ,,Electroprecizia''-Săcele şi ,,Electromureşul''. În construcţia polizorului (fig. 5) s-au prevăzut toate măsurile de tehnică a securităţii, astfel încît să satisfacă cerinţele impuse de normele de tehnică a securităţii muncii, precum şi de prevederile STAS 6177-60 ,,Corpuri abrazive. Reguli pentru asigurarea securităţii în exploatare''.

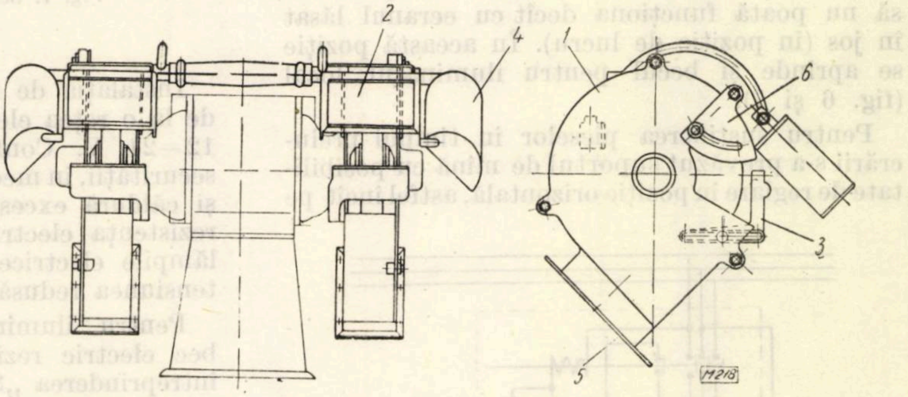


Fig. 5.

Astfel în proiect s-au prevăzut următoarele dispozitive :

1. Carcasă de protecţie *1* pentru reţinerea bucăţilor care se desprind din corpul abraziv, în cazul spargerii lui.
2. Ecran de protecţie *2* pentru reţinerea particulelor de metal, abraziv sau liant, care se formează în timpul prelucrării şi care pot răni ochii şi faţa muncitorului.
3. Suport de mînă *3* pentru susţinerea piesei în timpul prelucrării.
4. Instalaţia de iluminat local *4* pentru realizarea unei iluminări optime şi pentru înlăturarea efectelor de umbrire şi reflectare.
5. Gură de absorbţie *5* pentru racordarea la instalaţia de ventilare.

Pentru a prezenta o construcţie rezistentă, carcasa de protecţie se execută din oţel de calitatea OL 38 STAS 500-49 sau OLC 16 STAS 880-60, prin ştanţare şi îndoire la cald.

Grosimea părţii laterale şi a celei cilindrice ale carcasei s-a ales după STAS 6177-60, ţinîndu-se seamă de diametrul pietrei care se va monta pe ax (300 mm) şi de viteza periferică maximă de lucru (30 m/s). În scopul evitării accidentelor prin spargerea discului, carcasa s-a prevăzut şi cu o vizieră de protecţie *6* pentru micşorarea distanţei între periferia discului abraziv şi suprafaţa cilindrică interioară a carcasei (maximum 6 mm).

Ecranul de protecţie prevăzut în proiect a fost modificat după ecranul tip I.C.S.P.M. folosit în producţie, publicat în „Albumul cu dispozitive de tehnica securităţii''. La proiectare s-a ţinut seamă de condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească ecranul, şi anume :

— să nu stînjenească pe muncitor în timpul lucrului ;

— să ofere o bună vizibilitate pentru urmărirea comodă a procesului tehnologic ;

— să permită înlocuirea uşoară şi rapidă a geamului ;

— să permită fixarea uşoară şi sigură a ecranului în poziţia dorită.

Geamul se execută din sticlă incasabilă.

Ecranul a fost proiectat astfel încît polizorul să nu poată funcţiona decît cu ecranul lăsat în jos (în poziţie de lucru). În această poziţie se aprinde şi becul pentru iluminatul local (fig. 6 şi 7).

Pentru susţinerea pieselor în timpul prelucrării s-a prevăzut suportul de mînă cu posibilitate de reglare în poziţie orizontală, astfel încît pe măsura uzării pietrei să se poată fixa la o distanţă de maximum 3 mm de aceasta (condiţie impusă de normele de tehnică a securităţii şi STAS 6177-60). De asemenea, s-a ţinut seamă ca montarea suportului să se facă astfel încît punctul de contact al piesei de prelucrat cu piatra să se găsească pe planul orizontal ce trece prin centrul pietrei sau cu maximum 10 mm mai sus.

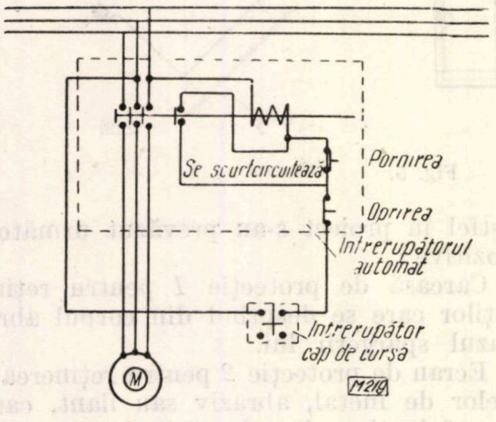


Fig. 6. Schemă electrică pentru pornirea cu automat de protecţie.

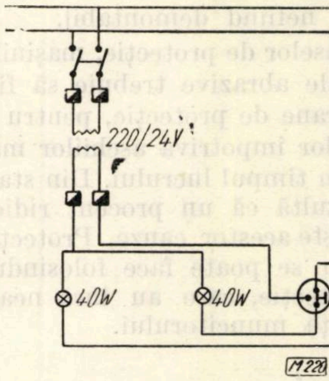


Fig. 7. Schema electrică a circuitului lămpii.

Instalaţia de iluminat local este alimentată de la o reţea electrică la o tensiune redusă de 12—24 V. Conform normelor de tehnică a securităţii, în medii foarte periculoase (umiditate şi căldură excesivă, gaze şi lichide care scad rezistenţa electrică a corpului omenesc etc.), lămpile electrice trebuie să fie alimentate la tensiunea redusă de 12 V.

Pentru iluminatul local s-a prevăzut un bec electric rezistent la vibraţii (fabricat de întreprinderea „Steaua Roşie''-Fieni).

Gura de absorbţie. Pentru aspirarea particulelor de praf care rezultă la polizare, s-a admis ca necesară o viteză de 7—10 m/s în secţiunea de aspiraţie (după Baturin şi Kuceruk : „Ventilaţia în uzinele constructoare de maşini'', pag. 395). Secţiunea racordului spre ventilator a fost aleasă în aşa fel încît viteza aerului prin ea să fie de 16 m/s, pentru a se asigura transportarea particulelor spre gura de evacuare.

Polizorul proiectat reglementează problema construcţiei acestui utilaj, din punct de vedere al tehnicii securităţii muncii ; în consecinţă, introducerea lui în întreprinderi va contribui la scăderea numărului de accidente şi la îmbunătăţirea condiţiilor de muncă.

Documentare

Sistem de reglare proporţională a aerului în cazul folosirii a doi combustibili la cuptoarele Siemens-Martin, *Invenţia R.P.R. 41435.*

Mecanismele care realizează automatizarea arderii în cuptoarele Siemens-Martin, prin reglarea cantităţii de aer în raport cu combustibilii folosiţi, prezintă inconvenientul că nu permit o reglare independentă a aerului cu fiecare dintre cei doi combustibili şi că schimbarea proporţiei dintre combustibili impune modificarea profilului camei pentru aer.

Inventatorul Geza Lörinezy, de la Combinatul siderurgic Hunedoara, a conceput un mecanism care înlătură aceste dezavantaje, permiţînd reglarea cantităţii de aer folosite la cuptoarele Siemens-Martin în raport cu natura şi cu cantitatea combustibililor utilizaţi în cazul cînd se folosesc concomitent doi combustibili diferiţi, în diferite proporţii.

Sistemul de reglare foloseşte trei regulatoare de debit, acţionarea lor făcîndu-se prin trei axe cu camă, dintre care axele pentru reglarea combustibililor sînt prevăzute cu mijloace de frînare şi cu cîte o roată de lanţ, iar axa pentru reglarea aerului este prevăzută numai cu o roată de lanţ. Legătura dintre roţile de lanţ pentru combustibili şi roata de lanţ pentru aer se realizează prin intermediul unui prim lanţ fără sfîrşit, care se înfăşoară pe roţile de lanţ pentru combustibili şi pe doi scripeţi, şi al unui al doilea lanţ cu ramuri deschise, care se înfăşoară pe roata de lanţ pentru aer şi susţine la capetele sale axele celor doi scripeţi.

În momentul în care învingînd frecarea se roteşte un ax cu camă, modificîndu-se astfel debitul unui combustibil, axul cu camă pentru al doilea combustibil rămîne nemişcat din cauza frînării, iar axul cu camă pentru aer se roteşte în raport cu deplasarea liniară a scripeţilor, determinînd modificarea debitului de aer proporţional cu noul debit al combustibilului modificat.

Dacă se rotesc concomitent ambele axe cu camă pentru combustibili, axul cu camă pentru aer se va roti cu un unghi determinat de deplasarea liniară rezultantă a scripeţilor, astfel încît noul debit de aer va fi egal cu suma debitelor de aer corespunzătoare noilor debite ale combustibililor.

Cele trei axe cu came *1, 2, 3,* pentru combustibili şi aer, aşa cum se arată în figură, poartă pe ele (axele propriu-zise) cîte o camă *4, 5, 6,* care — prin intermediul cîte unei tije *7, 8, 9* — transmite deplasările determinate de profilul camei regulatoarelor de debit (nereprezentate în figură).

Axele cu came pentru combustibil sînt prevăzute în plus cu cîte o pereche de discuri de frînare, şi anume un disc *10, 11* fix pe ax şi un disc *12, 13* liber pe ax, care este menţinut în permanenţă apăsat pe discul fix cu ajutorul unui arc *14, 15.*

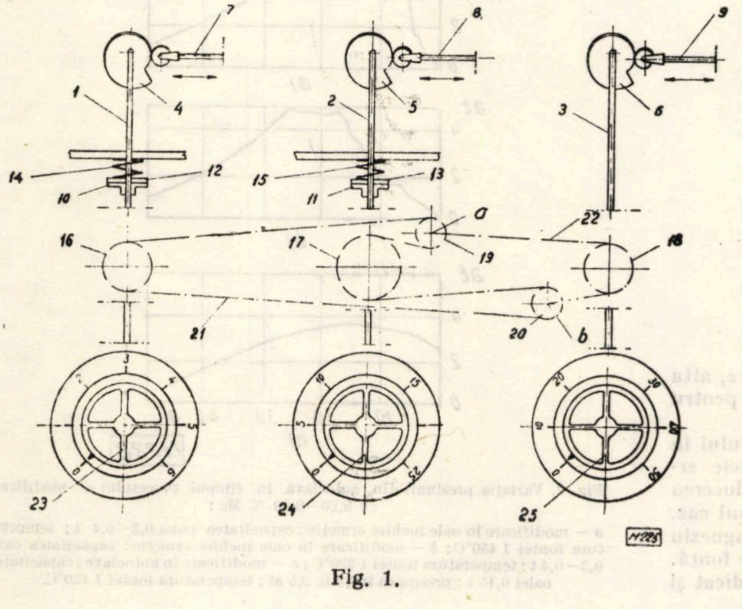


Fig. 1.

Legătura dintre cele trei axe se face printr-o transmisie cu lanţ, compusă din trei roţi de lanţ *16, 17, 18,* fixate pe cele trei axe, doi scripeţi liberi *19, 20,* un lanţ fără sfîrşit *21,* înfăşurat pe roţile de lanţ *16, 17* de pe axele cu came pentru combustibili şi pe cei doi scripeţi *19, 20,* şi un lanţ cu ramuri deschise *22,* care se înfăşoară peste roata de lanţ 18 de pe axul cu camă pentru aer şi are capetele *a, b,* ale ramurilor, fixate pe axele scripeţilor *19, 20.*

Manevrarea axelor cu came pentru combustibilul *1, 2* se face manual prin roţile de manevră *23, 24,* sistemul putînd însă fi folosit în oricare dintre schemele de automatizare în care manevrarea axelor se face pe cale mecanică.

Pentru manevrarea separată a axului cu camă *3* pentru aer, serveşte o roată de manevră proprie *25.* Această manevrare se execută numai după ce se scoate lanţul de pe roata de lanţ *18,* şi anume în cazul cînd este necesară modificarea momentană a raportului stabilit între aer şi combustibil.

Acest sistem de reglare prezintă avantajul că este simplu şi poate fi adaptat cu uşurinţă la schema de automatizare a arderii mai multor combustibili în cuptoarele termice.

Instalaţie automată pentru modificarea fontei cu magnezie. In: *Liteinoe proizvodstvo,* nr. 10, 1961.

În figura 1 se arată o instalaţie de modificare a fontei sub presiune construită la T.K.T.B. din Odesa. Manevrarea instalaţiei se face de la un tablou de comandă. Productivitatea este de 5,0—7,5 t/h; consumul de magneziu: 0,15 — 0,20%; consumul de criolit: 0,2%, oalele de 0,2 cu o productivitate de 2,5—3,0 t/oră.

În această instalaţie, procesul de modificare este automatizat, avînd la bază menţinerea constantă a intensităţii de evaporare a magneziului, care poate fi reglată prin variaţia mărimii presiunii suplimentare deasupra băii de fontă. În acest scop, deasupra corpului camerei se găseşte un electromagnet cu un traductor de tip seismic, care transformă vibraţia corpului camerei în curent electric alternativ. Intensitatea curentului este proporţională cu gradul de vibrare a corpului şi în consecinţă cu gradul de barbotare a fontei de către vaporii de magneziu. Semnalul de la traductor se transmite la un amplificator electronic. Ultimul îl amplifică pînă la mărimea necesară şi îl redresează. Semnalul redresat trece la un termoregulator al cărui ac, deplasîndu-se într-o parte sau alta (în funcţie de mărimea semnalului transmiţătorului), pune în funcţiune supapele pneumoelectrice *8* şi *9* pentru introducerea sau evacuarea aerului din cameră.

În cazul unui grad optim de barbotare, acul se găseşte în partea mijlocie a scării gradate. Presiunea în cameră se menţine constantă. După terminarea procesului, presiunea se micşorează automat pînă la zero.

În cazul automatizării complete a procesului de tratare a fontei cu magneziu sub presiune, sarcina operatorului constă numai în introducerea oalei în cameră şi a pune în funcţiune instalaţia cu ajutorul unui buton.

Succesiunea operaţiilor necesare executate de diferitele mecanisme ale instalaţiei se asigură cu ajutorul unei electroscheme speciale cu programare.

Presiunea care se creează în cameră joacă un rol foarte important în ceea ce priveşte gradul de asimilare a magneziului (gradul de modificare).

Din figura 2 rezultă că la o presiune de circa 2 at se realizează un grad maxim de asimilare a magneziului. La presiuni mai mici are loc evaporarea intensivă a magneziului, iar la presiuni mai mari evaporarea este slabă, sau chiar lipseşte. La introducerea magneziului în fontă, sub presiune, trebuie să se asigure numaidecît barbotarea fontei cu vaporii de magneziu.

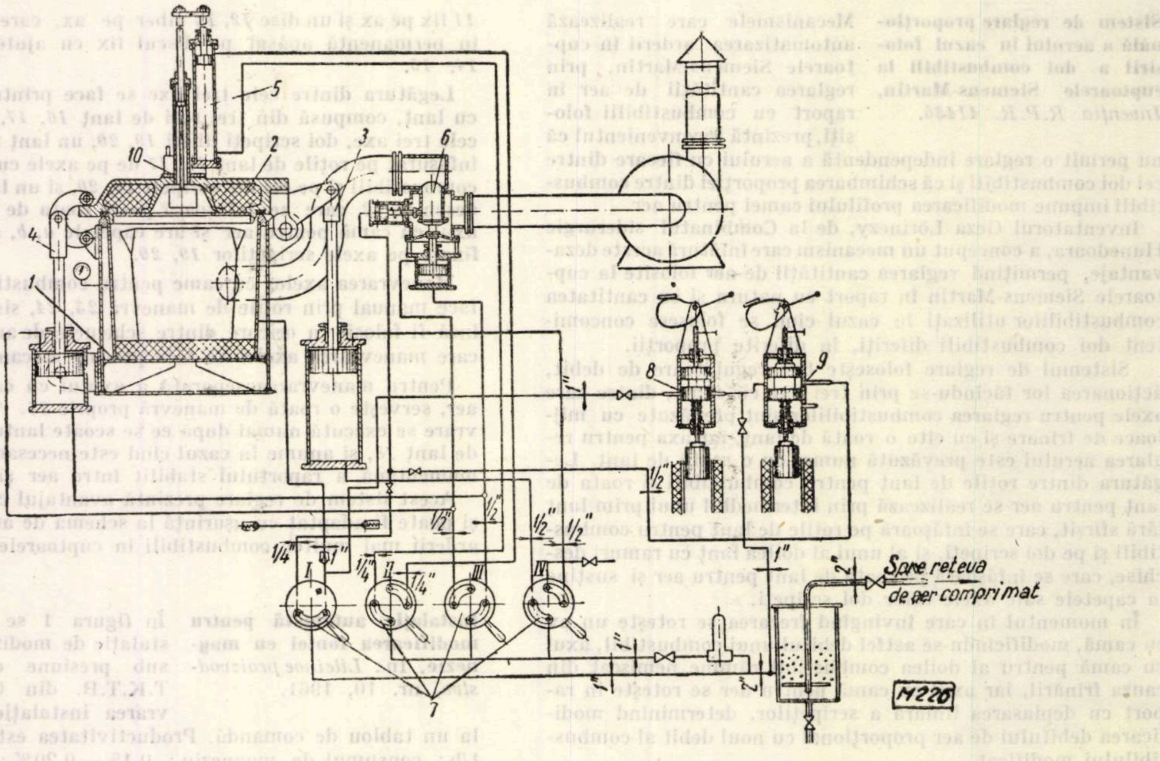


Fig. 1. Schema instalaţiei pentru modificarea fontei cu magneziu sub presiune :
1 – corp răcit cu apă ; *2*–capac ; *3*–mecanism de ridicare şi închidere ; *4*–mecanism pentru ermetizarea camerei ; *5*– mecanism pentru introducerea magneziului ; *6*–ventilul pentru reglarea presiunii şi ventilarea camerei ; *7*–pupitru de comandă ; *8*–*9*–ventil electromagnetic pentru introducerea şi evacuarea aerului ; *10* – traductor electromagnetic.

Aşadar, domeniul optim de presiune este cuprins între 2,0 şi 2,5 at.

Pentru cantităţi de 100–150 kg fontă, se folosesc clopote cu dimensiunile : grosimea peretelui – 4 cm ; numărul de orificii – 10 mm ; diametrul orificiului – 10 mm ; suprafaţa secţiunii tuturor orificiilor – 395 mm².

Pentru asigurarea unei producţii continue de fontă cu grafit nodular, în condiţiile de turnare a formelor de conveier, se folosesc concomitent trei oale : una la turnare, alta în autoclavă, pentru modificare, şi a treia la cubilou pentru umplerea cu fonte.

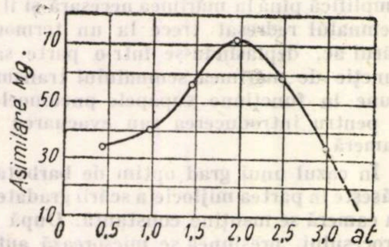


Fig. 2. Influenţa presiunii asupra gradului de asimilare a magneziului.

Folosirea autoclavelor pentru introducerea magneziului în fonta lichidă prezintă o serie de avantaje faţă de oalele ermetizate tip tambur sau convertizor, la care introducerea magneziului se face fără presiuni din afară. În ultimul caz, modificarea se face sub presiunea vaporilor de magneziu care se adună în spaţiul liber al oalei, deasupra băii de fontă. Prin aceasta nu se realizează un grad de asimilare ridicat şi constant al magneziului de către fontă, întrucît presiunea care se creează deasupra fontei lichide oscilează în limite largi : variază de la valori minime la valori maxime (fig. 3, *a*), ceea ce are consecinţe importante. Astfel, la începutul procesului, cînd presiunea în oala închisă ermetic este apropiată de cea atmosferică, magneziul se evaporă activ, ca şi în cazul oalelor deschise, asimilarea lui către fontă fiind mică, pentru ca atunci cînd presiunea atinge valori maxime (de circa 5,0 at), evaporarea lui să înceteze, asimilarea tinzînd spre zero.

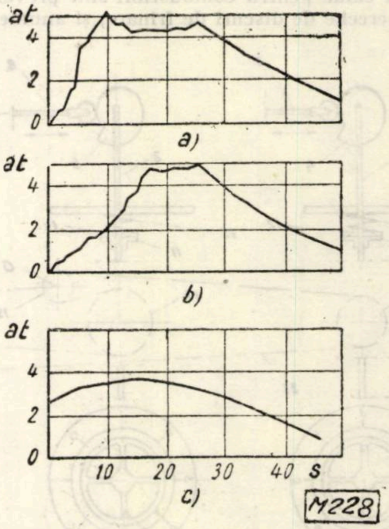


Fig. 3. Variaţia presiunii din autoclavă în timpul procesului de modificare cu 0,20–0,30 % Mg :

a – modificare în oale închise ermetic ; capacitatea oalei 0,3–0,4 t ; temperatura fontei 1 450°C ; *b* – modificare în oale închise ermetic ; capacitatea oalei 0,3–0,4 t ; temperatura fontei 1 390°C ; *c* – modificare în autoclave ; capacitatea oalei 0,15 t ; presiunea iniţială 2,5 at ; temperatura fontei 1 420°C.

În cazul autoclavelor, presiunea în spațiul de deasupra fontei se creează înainte de introducerea magneziului și se reglează în timpul procesului de modificare, presiunea menținîndu-se în limite de 2,5—3 at, fiind optimă pentru barbotarea continuă a fontei de către vaporii de magneziu și pentru asimilarea lui bună (fig. 3, *b*).

Din punct de vedere constructiv și al exploatării oalelor ermetizate, există lipsuri importante, mai ales la oalele tip tambur. Coloana de fontă nu poate fi mărită prin mărirea dimensiunilor oalei. Raportul dintre înălțimea coloanei de fontă și diametrul oalei rămîne constant și insuficient pentru o asimilare efectivă a magneziului, indiferent de numărul casetelor cu magneziu. Din acest punct de vedere, oalele tip convertizor sînt avantajoase față de oalele tip tambur. Cu toate acestea, și unele și altele prezintă dificultăți în exploatare: incomoditatea folosirii oalelor încălzite puternic, greutate în privința îndepărtării zgurei, reparației și ermetizării oalelor la gură și la casetă.

Printre avantajele proceselor din autoclavă mai poate fi amintită și posibilitatea folosirii unei fonte puternic supraîncălzite (pînă la 1 500°C), asigurîndu-se, prin realizarea unei presiuni corespunzătoare, o reacție liniștită și un grad înalt de asimilare a magneziului de către fontă.

Neajunsurile procedeului modificării fontei în autoclavă constau în folosirea clopotelor metalice pentru introducerea magneziului, însă, prin fabricarea clopotelor din șamotă sau amestecuri de nisip și argile cu sticlă solubilă, acest neajuns poate fi mult diminuat.

Mecanizarea schimbării dornurilor la laminoarele automatizate de țevi. În: *Stali*, nr. 9, 1961. Dispozitivele automate pentru schimbarea dornurilor, existente pînă în prezent, dau naștere la complicații și la pierderi de timp mult mai mari decît în cazul schimbării manuale.

La laminorul de țevi din Nikopol, un colectiv — sub conducerea inginerilor D. D. Slepenko, V. N. Kaplienko și N. S. Mediu — a pus la punct un dispozitiv simplu, care permite schimbarea automată a dornurilor, chiar în timpul procesului de laminare. Acest dispozitiv a fost experimentat, cu bune rezultate, la laminorul automat 140.

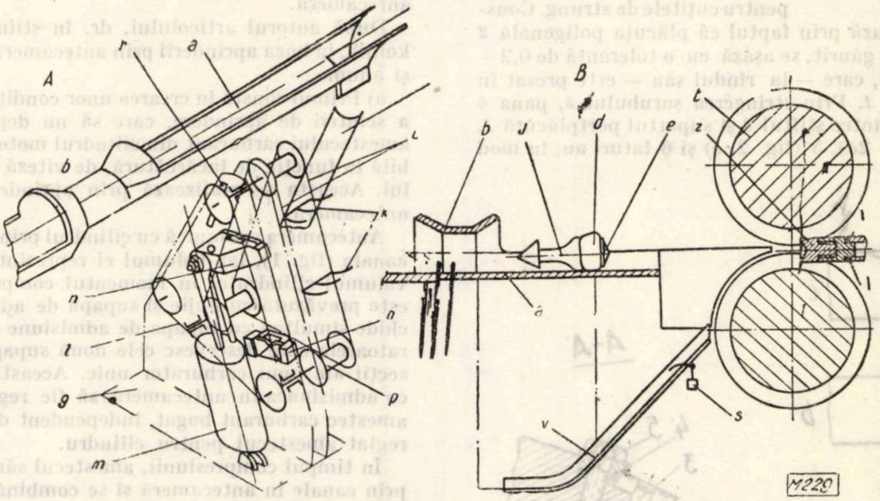


Fig. 1. Schema mecanismului pentru schimbarea dornurilor conice la laminorul 140.

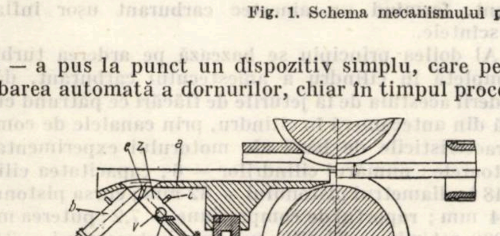


Fig. 2. Schema mecanismului pentru schimbarea dornurilor conice la laminorul 400.

Mecanismul (fig. 1, *B*) este constituit din ghidajele *a* și *b*, dispozitivul de introducere a dornurilor (fig. 1, *A*) și canalul *v* de revenire a dornurilor în magazia *g*. Dornul *d*, montat de piesa de centrare *e*, se îmbină cu un con special cu cvadaj, al cărui diametru este mai mic decît acela al dornului. Pe capătul dornștangăi se montează un cap terminal, avînd un locaș cu conicitatea piesei *e*.

Mecanismul de introducere a dornurilor constă în lanțurile cu role *i*, angrenate pe roțile *p*. Lanțurile poartă, la un pas anumit, ghiarele *k* pentru transportarea dornurilor. Cilindrul *m* este comandat de electrovalve. Reglarea cursei lanțurilor se face cu fixatorul *r*. Dornul asamblat este adus de către dispozitiv în jgheabul cajei, în poziția indicată în figura 1. Eboșa intră prin *b*, prinde conul cu tijă *j*, apoi dornștanga prinde dornul cu capul *z*, efectuîndu-se astfel perforarea țevii, după care dornul cade prin jgheabul *v* în magazia *g*. În cădere, dornul acționează întreruptorul cu pîrghie *s*, care — — împreună cu un releu fotoelectric — comandă aducerea altui dorn și reglarea ciclului.

Procesul descris, are loc simultan cu funcționarea răsturnătorului pe masa din față.

La laminorul automat 400, se utilizează dornuri sferice, a căror suprafață activă — în comparație cu aceea a dornurilor conice, la diametre egale — este mult mai mare, din care cauză dornurile sferice sînt mult mai durabile.

Încercarea acestor dornuri s-a făcut la laminorul 400 cu țevi de oțel 20 avînd diametrul de 159 mm și grosimea peretelui de 5 mm. Dornul pentru prima trecere a avut diametrul de 140 mm, iar cel pentru a doua trecere de 141 mm și ambele fiind executate din oțel bogat aliat cu crom. Aceste dornuri au rezistat la 101 țevi, spre deosebire de cele conice care rezistă la maximum 90 de țevi. Mecanismul de schimbare (fig. 2) constă în doi cilindri *g* și *g'*, așezați în planul axei de laminare și perpendiculari unul pe celălalt. La prima trecere, cilindrul *g* — comandat de către o electrovalvă — împinge dornul sferic în jgheab, de unde este prins de eboșă și centrat în dornștangă, avînd astfel loc perforarea. Apoi dornul sferic cade în cilindrul *z*, unde este răcit cu apă, în timp ce cilindrul *g* introduce în mod similar dornul pentru trecerea a doua. Dispozitivele descrise permit automatizarea completă a laminoarelor de țevi și ridică considerabil productivitatea instalației.

Piulița hidraulică. În: *Ekonomiceskaia gazeta*, nr. 18, 1961. Se știe că efortul necesar pentru strîngerea piuliței depinde de lungimea cheii fixe. O mare parte din efortul depus de muncitor este cheltuit pentru învingerea frecării în spirele filetului și a frecării capătului piuliței de suprafața de reazem.

În U.R.S.S. a fost construită o piuliţă hidraulică (fig. 1), cu ajutorul căreia se pot obţine eforturi mari la strîngerea ei, excluzîndu-se — totodată — eforturile de torsiune în spirele filetului.

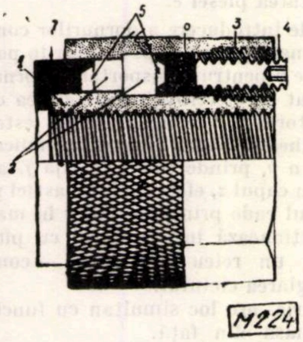


Fig. 1.

Corpul *1* al piuliţei este executat din oţel de calitate superioară. Adînciturile inelare *2* în partea frontală a piuliţei sînt legate de gaura filetată în capătul posterior al ei. În gaură este înşurubată bucşa *3*, cu filet interior pentru şurubul de presare *4*. În adînciturile inelare dintre garniturile *5* se toarnă un lichid. La înşurubarea şurubului de presare, apăsarea lui pe inelul intermediar *6* se transmite prin lichid asupra inelului limitator *7*. Piuliţa se înşurubează manual, după care se strînge şurubul de presare. Deşurubarea piuliţei în ordinea inversă se face fără a necesita eforturi mari. Se confecţionează astfel de piuliţe cu dimensiuni între 20 şi 50 mm.

Eficienţa utilizării cuţitelor de strung cu plăcuţe poligonale detaşabile. În : *Stanki i Instrument*, nr. 7, 1961. E. I. Feldstein, I. N. Demidov şi A. V. Bugaev, cercetători la Institutul unional de instrumente, au elaborat o construcţie originală a plăcuţelor pentru cuţitele de strung. Construcţia se caracterizează prin faptul că plăcuţa poligonală *2* (fig. 1), avînd centrul găurit, se aşază cu o toleranţă de 0,2—0,3 mm pe ştiftul *3*, care — la rîndul său — este presat în suportul portplăcuţă *1*. Prin strîngerea şurubului *5*, pana *6* fixează rigid plăcuţa între ştiftul *3* şi suportul portplăcuţă *1*.

Plăcuţele cu 3 (fig. 2*a*), 5 (fig. 2, *b*) şi 6 laturi au, în mod corespunzător, unghiul din planul principal de 60, 45 şi 90°. Unghiul posterior al plăcuţei, de 8—10°, se creează prin montarea înclinată a plăcuţei pe suportul portplăcuţă.

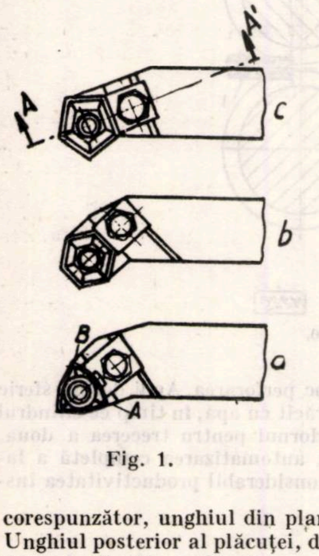


Fig. 1.

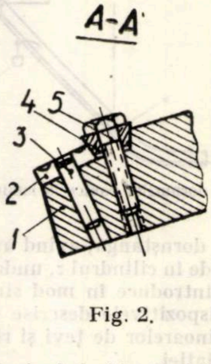


Fig. 2.

Degajarea din planul anterior al plăcuţei, realizată chiar prin presarea ei, asigură spiralizarea şi ruperea şpanului.

În poziţie de lucru, plăcuţa are un unghi anterior de aproximativ 10° şi o ţeşitură de întărire de 0,2—0,3 mm, sub un unghi anterior negativ de aproximativ 10°.

Experimentarea plăcuţelor a avut loc la Uzina de automobile din Minsk în condiţiile unei producţii de serie (la 22 strunguri) pentru operaţii de degroşare, strunjiri de semifinisaj şi finisaj, a unor piese confecţionate din oţeluri cu mărci foarte variate, ca OL 40, OL 45, 18 HGT, 12 HNZA, U 10, R 9, R 18 etc. şi cu regimuri de strunjire foarte variate (viteză de tăiere : 32—282 m/min, avans : 0,3 — 0,85 mm/rot, adîncimea de tăiere : 1—6 mm).

Lucrările experimentale au arătat că este indicat să se treacă, de la plăcuţele lipite, la plăcuţele poligonale detaşabile. Excepţie fac numai lucrările de strungărie caracterizate prin avansuri mari (peste 0,6 mm/rot) şi adîncimi mari de tăiere (peste 4 mm).

Indicii tehnico-economici obţinuţi în timpul experimentării acestor scule demonstrează eficienţa trecerii de la cuţite de strung cu plăcuţe lipite la cuţite de strung cu plăcuţe poligonale detaşabile.

Avantajele acestor scule sînt următoarele :

— cheltuielile totale legate de producerea şi exploatarea cuţitelor de strung se reduc de cinci ori, iar cele referitoare la suporţii portplăcuţă, de nouă ori ;

— se măreşte productivitatea muncii la lucrările de strungărie în medie cu 5%, ca urmare a reducerii timpilor de ascuţire, schimbare şi reglare a cuţitelor în suportul portcuţit al strungului ;

— se îmbunătăţesc substanţial proprietăţile de tăiere şi stabilitatea plăcuţelor, ca urmare a excluderii tensiunilor interne, caracteristice fixării plăcuţelor prin lipire ;

— se reduce cantitatea de cuţite de strung ce se află în circuit sau în magaziile de scule.

Ca sarcină de viitor, se recomandă mărirea nomenclaturii dimensionale şi de formă a plăcuţelor poligonale detaşabile.

Automobil cu aprindere prin antecameră. În : *Vestnik Akademii Nauk S.S.S.R.*, nr. 10, 1961 Ca rezultat al lucrărilor de colaborare tehnico-ştiinţifică dintre uzinele de automobile din oraşul Gorki şi Academia de Ştiinţe a U.R.S.S., a fost construit automobilul de 3 tone GAZ-52, cu aprindere prin antecameră.

După autorul articolului, dr. în ştiinţe tehnice A.S. Sokolnik, la baza aprinderii prin antecameră stau două principii, şi anume :

a) Primul constă în crearea unor condiţii optime de formare a scînteii de aprindere, care să nu depindă de compoziţia amestecului carburant din cilindrul motorului, ci să fie reglabilă în funcţie de încărcătură, de viteză şi de profilul drumului. Aceasta se realizează prin aprinderea prin scînteie în antecameră.

Antecamera comunică cu cilindrul prin unul sau mai multe canale (fig. 1), iar volumul ei reprezintă numai 2—3% din volumul cilindrului în momentul compresiunii. Antecamera este prevăzută cu bujie şi supapă de admisiune, care se deschide simultan cu supapa de admisiune a cilindrului. Carburatoarele care deservesc cele două supape sînt de fapt două secţii ale unui carburator unic. Această secţionare permite ca admisiunea în antecameră să fie reglată întotdeauna pe amestec carburant bogat, independent de felul în care este reglat amestecul pentru cilindru.

În timpul compresiunii, amestecul sărac din cilindru intră prin canale în antecameră şi se combină cu amestecul bogat existent, formînd un amestec carburant uşor inflamabil prin scînteie.

b) Al doilea principiu se bazează pe arderea turbulentă şi completă în cilindru a amestecului carburant, datorită aprinderii acestuia de la jeturile de flăcări ce pătrund cu mare viteză din antecameră în cilindru, prin canalele de comutare.

Caracteristicile de bază ale motorului experimentat sînt următoarele : numărul cilindrilor — 6 ; capacitatea cilindrică — 3,48 l ; diametrul pistonului — 82 mm ; cursa pistonului — — 114 mm ; raportul de compresiune — 7,2 ; puterea maximă la 3 000 rot/min — 86 CP ; volumul antecamerei — 3% din volumul camerei de compresiune ; diametrul canalelor de comunicare — 2,4 mm, cu un unghi de 60° între ele.

Rezultatele încercărilor pe banc ale unor motoare de acelaşi tip, însă cu aprinderi diferite (directă şi prin antecameră), au arătat că la 1 200 rot/min consumul de carburanţi a fost de

190 g/CP.h pentru motoarele cu aprindere directă și de 160 g/CP.h pentru motoarele cu aprindere prin antecameră. Consumul minim arătat la motoarele cu antecameră se păstrează constant, independent de sarcină. La motorul cu aprindere directă prin scînteie, consumul minim a fost obținut numai pe intervale scurte de timp la sarcină maximă.

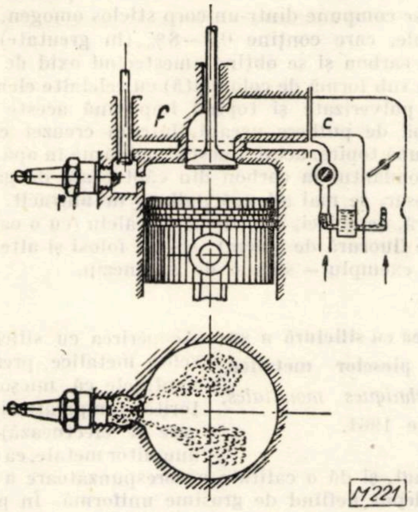


Fig. 1.

În ambele cazuri, s-a utilizat drept carburant benzina auto cu cifra octanică 55.

Se remarcă, de asemenea, diferența de temperatură dezvoltată de arderea amestecului carburant. Astfel, în cazul motorului cu antecameră, temperatura la ieșirea gazelor arse a fost de 600°C și mai scăzută, începînd cu sarcinile mai mici decît 70% din cea maximă, și de 900°C și constantă cu variația sarcinii în cazul motorului cu aprindere directă prin scînteie.

Experimentările au arătat că aprinderea prin antecameră are însemnate efecte economice, prin posibilitatea de mărire a raportului de compresiune cu 1—1,5 unități, menținîndu-se aceeași calitate a carburantului, sau prin micșorarea cifrei octanice a benzinei cu 10 unități pentru același raport de compresiune.

Sudarea automată a tălpilor și a pereților verticali ai grinzilor principale pentru poduri rulante. În: *Svarocinoe proizvodstvo*, nr. 9, 1961.

Grinzile principale ale podurilor rulante se execută, în general, de tip cheson (cu secțiunea dreptunghiulară) sau în I. Pentru poduri rulante pînă la 100 t, dimensiunile și greutatea grinzilor principale variază între limitele: lungimea: 10—30 m; lățimea: 0,5—2,1 m; înălțimea: 1—2,2 m; greutatea: 1,9—26 t. Grosimea tălpilor variază între 10 și 38 mm, iar a pereților verticali între 6 și 16 mm. În funcție de deschiderea podului rulant, numărul îmbinărilor transversale ale tălpilor și ale pereților verticali variază între 1 și 6. Pereții verticali au cusături transversale și longitudinale.

Tehnologia obișnuită de fabricație a grinzilor principale constă în asamblarea și sudarea tălpilor și a pereților verticali în cadrul procesului de asamblare generală a acestora pe un singur loc de muncă, folosindu-se sudarea manuală cu arc electric cu teșirea pe ambele părți a muchiilor marginilor de îmbinat.

Noua tehnologie cu aplicarea sudării automate sub flux constă în asamblarea și sudarea tălpilor și a pereților verticali pe două locuri de muncă, după cum urmează:

Pe primul loc se execută asamblarea și sudarea cusăturilor longitudinale ale pereților verticali. Acest loc de muncă are un stand electromagnetic și o macara-consolă. Standul electromagnetic este mobil și poate fi instalat și în afara terenului de lucru. Automatul pentru sudarea elementelor se deplasează pe ghidaje, care sînt prevăzute chiar pe elementele de sudat. Electromagneții standului asigură apăsarea tablelor pe perna de flux cu o forță de 2 000 kgf/m², folosindu-se un curent de 160 A la 35 V de la un agregat de sudură. Elementele peretelui vertical sînt așezate cu rostul necesar pe stand cu macaraua-consolă, după care se conectează magneții și se presează fluxul cu 1—1,5 at spre îmbinare, cu ajutorul tubului așezat sub perna de flux. După sudarea pe o parte, panourile se întorc cu macaraua-consolă și se sudează pe partea opusă. După sudare nu este necesar ca pereții să fie supuși unei operații de redresare, întrucît în timpul operațiilor de sudare ei sînt puternic prinși în stand de către magneți; deformațiile unghiulare sînt foarte reduse. La sudarea pereților de grosimi reduse, perna de flux permite să fie realizate suduri corespunzătoare dintr-o singură parte.

După sudarea cusăturilor longitudinale ale pereților verticali, se trece la al doilea loc de muncă, unde se execută asamblarea și sudarea automată a tălpilor cu pereți verticali. Locul de muncă este înzestrat cu o instalație universală de asamblare-sudare și cu o traversă pentru transportul și întoarcerea tălpilor și pereților verticali sudați. Piesele se așază pe un stand al instalației, unde sînt asamblate, după care se execută sudarea, cu un cărucior-portal. Tabla se apasă pe stand, cu o traversă a căruciorului. Sub îmbinarea sudată se așază la fel o pernă de flux, care se ridică spre îmbinare cu ajutorul unor cilindri pneumatici, cu o presiune de 4—5 at. Apăsarea mai puternică a fluxului de îmbinare este realizată suplimentar, cu ajutorul tubului flexibil așezat sub flux, în care se introduce aer la 1—1,5 at, printr-un robinet reductor. Pentru ca perna de flux să aibă un acces normal spre îmbinare, legăturile transversale ale acestui stand sînt mobile. În acest fel se execută sudarea tuturor îmbinărilor transversale ale tălpii sau ale peretelui vertical.

Transportul tălpilor și al pereților verticali sudați, ca și întoarcerea lor pentru sudarea pe partea opusă, se execută cu o traversă specială. Pe grinda sudată a traversei sînt montate opt dispozitive oscilante, pe care sînt fixate cîte trei lanțuri cu cîrlige de prindere cu strîngere automată. Unul dintre cîrlige servește pentru așezarea tablei în poziție verticală, iar celelalte două pentru așezarea și transportul tablei în poziție orizontală. La lucrul cu cîrligele de prindere în poziție verticală, cîrligele orizontale sînt prinse pe agățătoare sudate pe grinda traversei; în acest scop, toate cîrligele de prindere sînt legate printr-un cablu flexibil, care menține tablele pe aceeași linie orizontală și care asigură o încărcare uniformă a tuturor cîrligelor.

Așezarea elementelor de tablă pe standul electromagnetic și pe cel al instalației de sudare automată se execută cu o macara-consolă velocipedă, prevăzută cu un palan electric cu capacitate de două tone și cu un mecanism care asigură deplasarea de-a lungul liniei.

Procesul descris elimină operațiile manuale de prelucrare a marginilor de sudat și îmbunătățește calitatea cusăturilor sudate.

Îmbunătățirea aprinderii la motoarele Diesel. În: *Techniques mondiales*, septembrie 1961.

În motoarele Diesel, la care camera de ardere este așezată în piston sau în chiulasa motorului și în care aerul de ardere este în mișcare de rotație, se folosesc injectoare care depun un strat subțire de carburant pe pereții acestei camere; suprafața de contact a combustibilului cu aerul este însă insuficientă pentru ca aprinderea să se facă în bune condiții și motoarele cu astfel de camere de ardere nu au o pornire așa de bună ca acelea la care combustibilul este pulverizat direct în aer. S-a încercat să se remedieze acest neajuns, injectîndu-se transversal un jet de carburant atomizat, dar orificiul de injectare, fiind foarte mic, se înfundă.

Pentru îmbunătățirea condițiilor de pornire, astfel încît aceasta să se facă într-un mod mai simplu și mai eficient, s-a încercat să se prevadă camera de combustibil cu o ,,nișă'' așezată la o anumită distanță de injector, în fața căreia se formează o pînză de combustibil care va fi înconjurată din toate părțile de aer, ceea ce va îmbunătăți aprinderea.

La un motor Diesel cu cameră de ardere de formă sferică așezată în piston, această nișă ar putea fi așezată lateral față de axa de injecție a carburantului: același rol îl poate juca și marginea unui orificiu existent (acela prin care aerul iese din camera de turbulență pentru a intra în camera de ardere).

Scule aşchietoare confecţionate din alumină sinterizată. În : *Techniques mondiales*, octombrie, 1961.

Sculele aşchietoare confecţionate din alumină sinterizată se uzează destul de repede şi au tendinţa de a forma cratere.

Pentru înlăturarea acestor dezavantaje, s-au efectuat încercări, constatîndu-se că uzura acestor scule se micşorează mult atunci cînd pulberea de alumină, din care sînt confecţionate, este de granulaţie foarte fină şi că tendinţa la craterizare este mult mai mică atunci cînd grăunţii sînt mai bine încorporaţi în amestecul sinterizat, ceea ce — de obicei — are loc în cazul cînd sinterizarea se efectuează la temperaturi înalte, deci cînd grăunţii tind să crească.

În Anglia, s-a reuşit să se prepare un nou liant care permite obţinerea unor produse din alumină sinterizată foarte rezistente, atît la uzură cît şi la craterizare. Sculele se confecţionează dintr-un amestec omogen care conţine 87—96% (în greutate) alumină, minimum 2% nitrură de titan şi 2% suboxid de titan (un compus al oxigenului cu titanul cu sau fără carbon, în care atomii de metal au o dispoziţie cubică cu feţe centrate în edificiul cristalin) ; amestecul este sinterizat, de preferinţă, la o temperatură de 1 650—1 750°C, după compoziţia adoptată ; dacă se foloseşte o proporţie mai mare de nitrură, sinterizarea trebuie efectuată la temperatură mai înaltă, iar dacă proporţia de oxid este mai mică, se poate reduce temperatura de sinterizare. Dacă oxidul conţine carbon, temperatura de sinterizare trebuie să fie cu 50°C mai mare decît în cazul în care nu conţine carbon ; prezenţa carbonului permite însă o latitudine mai mare în alegerea temperaturilor optime de sinterizare, care — de altfel — pot fi greu controlabile cu precizie.

Se recomandă următoarea compoziţie : 91% alumină, 3% nitrură de titan şi 6% suboxid de titan (cu 6,7% C), sinterizate la o temperatură de 1 700°C.

Nou procedeu de acoperire cu aluminiu a metalelor. În : *Techniques mondiales*, octombrie, 1961.

De obicei, piesele metalice se protejează împotriva oxidării şi a coroziunii, care se pot produce în exploatarea la temperaturi ridicate, prin acoperire cu un strat de aluminiu.

Acesta se efectuează fie prin cufundare, fie prin împroşcare cu aluminiu pe suprafaţă, urmate de un tratament termic în baie de săruri ; prin difuziunea aluminiului, care are loc în metalul din vecinătatea suprafeţei, se formează o acoperire cu un strat de aliaj fier-aluminiu, care nu se oxidează. Tratamentul termic favorizează difuziunea aluminiului în masa de bază, dar dă naştere unor tensiuni în piesă, care nu mai pot fi înlăturate prin prelucrarea ulterioară. Pentru evitarea acestor tensiuni, s-a elaborat un nou procedeu de tratare a pieselor. Astfel, piesele, după ce sînt acoperite în mod obişnuit cu un film de aluminiu, sînt încălzite sub atmosferă oxidantă la temperatura de forjare, ceea ce uşurează atît difuziunea aluminiului cît şi formarea unei pelicule de oxid de aluminiu.

Pentru a se împiedica cojirea acestei pelicule, piesele se forjează, pentru ca pelicula de oxid să se sfărîme şi în felul acesta să poată pătrunde în stratul de la suprafaţa piesei. Se poate acţiona în aşa fel, încît prin această forjare să se dea şi forma definitivă a piesei. Piesele astfel tratate au o mare rezistenţă la oxidare şi la coroziune la temperaturi înalte.

Flux pentru sudarea oţelului inoxidabil cu arc protejat. În : *Techniques mondiales*, septembrie 1961.

Un oţel inoxidabil, de exemplu 18 — 8 (conţine 18% Cr şi 8% Ni), poate fi imunizat împotriva coroziunii intergranulare, prin adăugarea de titan sau niobiu, cu condiţia ca aceste adaosuri să reprezinte pentru titan cel puţin de cinci ori conţinutul de carbon de oţel şi, pentru niobiu, 8—10 ori acest conţinut. În general, materialul de aport din electrozi nu conţine acest procent de niobiu (mai ales dacă se ţine seamă şi de pierderile inevitabile în timpul sudării).

Pentru remedierea acestui inconvenient, s-a elaborat un nou fondant care, sub efectul încălzirii datorită arcului electric, cedează niobiu metalului îmbinării sudate, în proporţie suficientă pentru a-i da o stabilitate corespunzătoare. Acest fondant se compune dintr-un corp sticlos omogen, sub formă de granule, care conţine 0,5—8% (în greutate) niobiu şi 0,2—3% carbon şi se obţine amestecînd oxid de niobiu (ca atare sau sub formă de colombită) cu celelalte elemente componente pulverizate şi topind împreună aceste materiale, sub formă de pulbere uscată, într-un creuzet căptuşit cu grafit ; după topire, acest amestec se toarnă în apă. În timpul topirii, fondantul ia carbon din căptuşeala de grafit ; dacă este necesar, se mai adaugă pulbere de antracit. Fondantul se prepară, de obicei, din silicat de calciu (cu o oarecare proporţie de fluorură de calciu) ; se pot folosi şi alte materiale, ca — de exemplu — silicat de magneziu.

Acoperirea cu siliciură a suprafeţei pieselor metalice. În : *Techniques mondiales*, octombrie 1961.

Acoperirea cu siliciură a pieselor metalice prezintă dezavantajele că micşorează (datorită temperaturii înalte la care se efectuează) rezistenţa anumitor metale, ca de exemplu molibdenul, şi dă o calitate necorespunzătoare a suprafeţei, stratul depus nefiind de grosime uniformă. În prezent, s-a experimentat un nou procedeu prin care se înlătură aceste dezavantaje. Piesele se încălzesc (mai ales dacă sînt din aliaje cu bază de molibden, tungsten, tantal sau niobiu) la 800 — 1 200°C împreună cu un aliaj de cupru care conţine siliciu : siliciul este solubil în cupru şi nu reacţionează cu metalul de bază.

Aliajul de cupru trebuie să conţină între 3 şi 30% Si, de preferinţă 10—15% ; cuprul poate fi înlocuit în proporţie de 50% cu unul sau mai multe metale (argint, staniu, zinc, plumb, aluminiu, cadmiu, aur), pentru a se coborî punctul de topire al aliajelor, sau în proporţie de 20% cu bor, pentru îmbunătăţirea rezistenţei la oxidare şi a stabilităţii termice a stratului de siliciură.

Pentru obţinerea siliciurii, cel mai indicat procedeu este acela de a cufunda piesele în aliajul lichid ; piesele se pot acoperi cu acest aliaj şi cu ajutorul unui aparat de împroşcare, prin evaporare şi condensare, sau prin aplicarea aliajului pulverizat, urmată de un tratament termic.

După răcire, se efectuează o decapare chimică care înlătură resturile de aliaj, astfel încît suprafaţa tratată rămîne acoperită cu un strat de siliciură aderent şi de grosime uniformă. De exemplu, pe suprafaţa pieselor din molibden cufundate în aliajul lichid se formează un strat de siliciură de molibden, care nu reacţionează cu baia decapantă (soluţie de acid nitric) şi care înlătură toate urmele de cupru, precum şi siliciul care a rămas dizolvat după combinarea molibdenului.

Îmbunătăţirea admisiunii aerului în motoarele cu ardere internă. În : *Techniques mondiales*, septembrie 1961.

Lungimea ţevilor, prin care este adus aerul în motoarele cu ardere internă, influenţează performanţele acestora. Oscilaţiile coloanelor de aer au un efect de ,,compresiune dinamică'' asupra motorului, astfel încît viteza acestuia este în funcţie de lungimea ţevilor de admisiune a aerului. Chiar pentru motoarele care funcţionează la regim înalt, este necesar ca lungimea ţevilor de admisiune a aerului să fie suficient de mare pentru a se putea stabili o undă staţionară, în nodul căreia presiunea este mai mare, contribuind la compresiunea în cilindru.

În vederea obţinerii unor condiţii optime pentru o anumită viteză a motorului, s-a construit un sistem multitubular de admisiune a aerului, al cărui colector comun prezintă o suprafaţă plată în care se găsesc orificiile celorlalte ţevi, astfel încît legăturile acestor ţevi cu colectorul să se găsească în acelaşi plan şi să aibă toate aceeaşi lungime. Încercările efectuate au arătat că acest fel de construcţie are ca rezultat o creştere apreciabilă a puterii, pentru o gamă redusă de viteze, şi o ameliorare sensibilă pentru o gamă largă de viteze.

Manipularea materialelor plastice. În : *Techniques mondiales*, septembrie, 1961.

În timpul fabricării lor, filmele din materiale plastice sînt transportate pe benzi transportoare, fiind menţinute la o temperatură constantă care le păstrează o stare fără tensiuni interne sau elimină aceste tensiuni. Este necesar ca aceste filme, în special cele de grosime foarte mică ($20-100\mu$), să nu se atingă de corpuri cu căldură specifică sau cu temperatură diferită de a lor, deoarece riscă să se onduleze.

Pentru a realiza manipularea lor în bune condiţii, filmele sînt transportate printr-un tunel ventilat în aşa fel, încît să permită vehicularea filmelor de către un curent de aer cald. Acest mod de manipulare prezintă avantajul că elimină eventualele tensiuni interne şi, în acelaşi timp, asigură transportul acestor filme, fără ca ele să se atingă de alt obiect.

Aliaje de galiu pentru suduri care lucrează la temperaturi înalte. În : *Tehnical News Bulletin*, noiembrie, 1961

Aliajele de galiu, care rezistă pînă la 900°C, se folosesc ca materiale de aport la sudarea materialelor electronice. Sudarea obişnuită riscă să deterioreze aceste materiale ; folosind aliaje de galiu pentru efectuarea conexiunilor necesare, se obţin suduri de bună calitate ; de exemplu se pot fixa termocuple pe transistoare, cu ajutorul unui aliaj de galiu, aur şi staniu.

Prepararea acestor aliaje este foarte simplă, şi anume : se amestecă, în cantităţile prescrise, galiul lichid (se topeşte la 30°C) cu celelalte metale sub formă de pulberi fine.

Încercările efectuate au arătat că galiul, solidificîndu-se, poate suferi dilatări (circa 10 %) care însă nu au efect dăunător, deoarece se traduc prin comprimări ale metalului însuşi, ai cărui grăunţi se strîng, şi nu ale materialului din vecinătate. Adăugarea unei anumite proporţii de oxid de aluminiu la aliajele aur-galiu îmbunătăţeşte aderenţa lui pe titanatul de bariu, deoarece micşorează tendinţa la dilatare.

Aliajele de galiu pot fi folosite pentru sudarea la rece a diferitelor metale, intercalînd între piesele care se sudează un strat dintr-un astfel de aliaj şi presînd cele două piese pînă cînd aliajul se solidifică. Sudarea, astfel efectuată, rezistă în foarte bune condiţii la temperaturi înalte.

Procedeu economic de căptuşire cu materiale plastice a ţevilor. În : *Materials in Design Engineering*, aprilie, 1961.

Acest procedeu poate fi aplicat în special la ţevile prin care circulă produse chimice, permiţînd căptuşirea lor cu un film din diferite materiale plastice, de 0,25—1,5 mm grosime. În timpul operaţiei de depunere a materialului plastic pe pereţii ţevilor, se poate controla grosimea acestuia (aleasă în funcţie de felul materialului plastic şi de grosimea peretelui ţevii) modificînd temperatura şi durata tratamentului. Acest procedeu de căptuşire cu materiale plastice a ţevilor constă în următoarele operaţii :

— prepararea suprafeţei care se căptuşeşte, într-o baie chimică de formulă clasică ;

— încălzirea ţevilor, în poziţie verticală, într-un cuptor cu conveier ;

— aplicarea răşinii sintetice, sub formă de pulbere topită la 200°C, pe suprafaţa interioară a ţevilor, operaţie ce se efectuează în 6—7 s.

Stratul depus este de grosime constantă, astfel încît pe toată lungimea ţevii nu s-au găsit diferenţe de grosime mai mari decît 5 % ; filmul de material plastic fiind foarte neted, micşorează rezistenţa la frecare şi deci necesarul de putere al pompelor, mai ales în circuitele complexe. Acest film aderă perfect pe oţel carbon şi pe aluminiu, cu care s-au făcut primele încercări de aplicare a acestui procedeu ; poate fi aplicat pe cupru şi aliajele sale, precum şi pe alte aliaje folosite la confecţionarea ţevilor, mărindu-le — totodată — şi rezistenţa la coroziune.

Pentru căptuşirea ţevilor pot fi folosite diferite materiale plastice : prin încercările efectuate s-a constatat că cea mai indicată este clorura de polieter, prin faptul că are un preţ de cost mai scăzut şi este — totodată — mai rezistentă la coroziune.

Formarea electromagnetică a pieselor. În : *The Tool and Manufacturing Engineer*, mai, 1961.

Această nouă metodă se bazează pe faptul că un cîmp magnetic poate exercita asupra unui metal bun conducător de electricitate o forţă suficientă pentru a depăşi limita de elasticitate a acestuia şi a-i impune o deformaţie permanentă.

Turnarea electromagnetică a pieselor se efectuează în felul următor : se introduce semifabricatul într-o bobină, aşezîndu-l în fluxul electromagnetic în aşa fel încît să constituie circuitul secundar în scurtcircuit (condiţie în care curentul în circuitul primar este maxim). Pentru a da piesei forma necesară, este suficient să se aplice circuitului bobinei un curent cu o tensiune destul de înaltă pentru ca fluxul electromagnetic să fie mai mare decît rezistenţa elastică a metalului şi să-l deformeze în forma dorită.

Energia necesară (care poate atinge 30 kV) este furnizată de către condensatoare alimentate de o sursă de înaltă tensiune şi este proporţională cu capacitatea condensatorului şi cu pătratul tensiunii ; pentru a mări fluxul electromagnetic se poate acţiona asupra acestor factori, bineînţeles între oarecare limite, deoarece este costisitor să se folosească prea multe condensatoare şi, totodată, rezistenţa izolanţilor nu permite ridicarea tensiunii peste 10 kV. Circuitul prin care se face descărcarea este prevăzut cu ignitroni.

S-au confecţionat astfel de bare şi ţevi de maximum 300 mm diametru şi 3 mm grosime de perete ; în prezent se studiază ambutisarea şi tragerea metalelor, precum şi extinderea acestui procedeu la piese de dimensiuni mari.

Recenzii

TITOV, N. D. **Producţia de masă şi de serie mare a pieselor turnate.** Moscova, Maşghiz, 1960.

Procesul tehnologic de turnare a pieselor în producţia de masă şi de serie mare implică probleme deosebite, privind necesitatea simplificării continue a procesului tehnologic, mărirea preciziei pieselor turnate, cum şi creşterea permanentă a productivităţii muncii.

Cartea lui N. D. Titov, metalurg şef al uneia dintre marile uzine sovietice constructoare de automobile, cuprinde un material bogat care sintetizează experienţa şi realizările turnătorilor sovietici din uzinele constructoare de automobile şi tractoare.

Lucrarea se axează pe mecanizarea şi automatizarea proceselor tehnologice în turnătorii. Astfel, se prezintă o serie de scheme de automatizare a distribuirii amestecurilor de formare la locurile de muncă, scheme care pot fi aplicate la multe dintre turnătoriile noastre.

Sînt descrise diverse procedee de modernizare a maşinilor de format cu masă rabatabilă, în scopul creşterii productivităţii muncii şi al micşorării consumurilor amestecurilor de formare.

Dintre tipurile de maşini de formare automate şi semiautomate prezentate, este necesar să semnalăm: caruselul semiautomat de executare a formelor prin suflarea amestecului şi presare ulterioară, proiectat de ,,Nüavtoprom", destinat să înlocuiască formarea fără rame, automatul pentru formarea individuală a segmenţilor de piston, construit de către ing. B. Z. Cerniak, precum şi caruselul automat cu patru poziţii sistem ,,ZIL" pe care se pot forma rame cu dimensiunile maxime 850 × 570 × 285.

De asemenea, este descrisă funcţionarea şi construcţia unor linii tehnologice automate pentru formare, turnare şi dezbatere.

Autorul lucrării nu se mărgineşte la descrierea agregatelor şi a caracteristicilor de funcţionare ale acestora, ci le însoţeşte de considerente privind utilizarea practică şi amplasarea lor în flux tehnologic, dînd îndrumări valoroase în această direcţie.

În capitolul ,,Mecanizarea şi automatizarea confecţionării miezurilor", sînt descrise noile tipuri de maşini de împuşcat miezuri — ,,Hansberg". Este interesant, mai ales, tipul îmbunătăţit al acestei maşini, produs de către uzinele sovietice (marca C.216), prevăzut cu dispozitiv de răsturnare a cutiei; o asemenea maşină funcţionează cu rezultate pozitive la uzinele ,,ZIL".

Atragem în mod deosebit atenţia asupra recomandărilor autorului cu privire la duzele de ventilare a cutiilor de miez utilizate la maşinile de suflat miezuri.

Cîteva capitole din lucrare sînt consacrate descrierii instalaţiilor moderne de curăţare a pieselor turnate, a unor agregate cu destinaţie specială cum ar fi instalaţia semiautomată pentru curăţarea cilindrilor de motor sau semiautomatul pentru polizarea segmenţilor de piston, cum şi a altor agregate care asigură procesul tehnologic de curăţare a pieselor turnate.

Un capitol special îl ocupă producţia pieselor turnate din fontă maleabilă, în care este prezentat procesul tehnologic de elaborare a fontei albe în cubilou, şi, în special, procedeul modern de modificare a fontei albe cu bor şi bismut.

Lucrarea conţine un număr important de diagrame şi reţete utilizate de către uzinele sovietice.

Cartea lui N. D. Titov este o monografie care cuprinde toate aspectele procesului tehnologic de turnare a pieselor de serie. Materialele prezentate sînt foarte interesante, atît prin noutatea lor cît şi, mai ales, prin faptul că fiecare dintre schemele prezentate, dintre tipurile de maşini sau dintre diagramele recomandate au fost verificate în practică la una dintre uzinele sovietice.

Lucrarea lui N. D. Titov este utilă tehnicienilor turnători din ţara noastră chiar dacă aceştia nu lucrează în turnătorii de serie, prin faptul că pune la dispoziţie materialele necesare îmbunătăţirii unora dintre etapele procesului tehnologic — ca, de pildă, topirea în cubilou, curăţarea pieselor turnate, miezuirea, formarea mecanică etc. — în multe cazuri putînd servi chiar ca punct de pornire pentru o soluţie originală, adaptabilă condiţiilor existente în turnătoriile noastre.

În concluzie, recomandăm călduros tehnicienilor turnători din ţara noastră consultarea lucrării lui N. D. Titov.

M. Coslescu

Dezvoltarea proceselor din cubilouri (Razvitie vagranocinovo proţessa), sub redacţia lui L.M. MARIENBAH şi N. A. BARINOV, Moscova, Maşghiz, 1961, 440 p.

Recent a apărut sub titlul de mai sus culegerea de referate, în problema cubilourilor, prezentate la consfătuirea a III-a unională de la Moscova din 1959.

În lucrare se scoate în evidenţă importanţa cubiloului ca agregat de topire de bază a turnătoriilor de fontă din care se obţine peste 95% din totalul fontei topite pentru turnarea pieselor. Acest volum larg de utilizare a cubiloului impune cunoaşterea tuturor realizărilor ştiinţifice şi practice, care au permis ca acest cuptor să nu fie considerat ca un simplu agregat termotehnic, ci ca un cuptor de topire în care au loc procese metalurgice complexe, a căror dirijare corectă ne permite să obţinem fonte cu compoziţii chimice şi proprietăţi dorite, în condiţii economice maxime.

Conţinutul referatelor din lucrare reflectă realizările mai importante obţinute în U.R.S.S. în intervalul dintre Consfătuirea a II-a unională din 1950 şi prezenta consfătuire, precum şi căile de dezvoltare în viitor, cu privire la mecanizarea şi automatizarea cubilourilor, folosirea gazului natural, recuperarea căldurii gazelor arse, captarea şi epurarea de praf a gazelor de ardere, răcirea cubilourilor cu apă etc.

Problemele dezbătute la consfătuire prezintă un interes deosebit şi pentru ţara noastră, atît pentru cercetătorii din institute cît şi pentru cadrele de ingineri şi tehnicieni din uzine, care se ocupă de continua modernizare a cubilourilor. O serie de probleme care sînt în curs de studiu, experimentare sau aplicare în institutele şi uzinele noastre ca: folosirea gazului natural în cubilouri, influenţa materialelor de încărcătură asupra calităţii fontelor turnate în piese, utilizarea aşchiilor de fontă în cubilouri, elaborarea fontelor în cubilouri cu căptuşeală bazică pentru turnarea pieselor din fontă maleabilă şi fontă cu grafit nodular, folosirea aerului cald în cubilouri, mecanizarea şi automatizarea cubilourilor, răcirea cu apă a acestora etc. permit să-şi găsească o rezolvare sau desăvîrşire mai grabnică prin studiul materialelor prezentate în lucrarea de faţă.

I*

În cadrul consfătuirii au fost expuse 40 de referate, din care 35 sînt prezentate în lucrarea recenzată, iar cinci au fost publicate în revista ,,Liteinoie proizvodstva" (nr. 4 şi 11 din anul 1959 şi nr. 5, 7 şi 9 din 1960).

Cele 35 de referate din lucrare sînt grupate în cinci capitole, şi anume: Probleme generale (4 ref.); Procesele din cubilouri (8 ref.); Dezvoltarea construcţiei cubilourilor (8 ref.); Folosirea gazului natural în cubilouri (8 ref.): Mecanizarea şi automatizarea cubilourilor (7 ref.). În finalul lucrării se prezintă rezoluţia consfătuirii.

În cele ce urmează vom reda, pe scurt, conţinutul referatelor de un interes deosebit.

Cap. I. Probleme generale. În referatul ,,Influenţa materialelor de încărcătură şi a combustibilului, folosite la topire în cubilouri, asupra calităţii fontei obţinute", N. A. Barinov prezintă rezultatele studiilor şi experimentărilor privind această problemă, urmărind efectul fiecărui material de încărcătură asupra proprietăţilor de turnare, mecanice, fizice şi chimice ale fontelor obţinute. Folosirea fontelor cu conţinut scăzut de Si şi procent de carbon ridicat, în amestec cu fonte de afinare şi cu adaos de ferosiliciu, în condiţiile topirii în cubilou, conduce la obţinerea unor fonte de calitate superioară din toate punctele de vedere.

L. I. Goldenberg, în referatul ,,Calitatea fontelor brute de turnătorie", prezintă rezultatele cercetărilor efectuate de ŢNIICERMET (Institutul central de cercetări siderurgice) cu privire la calitatea fontelor brute de turnătorie din U.R.S.S., urmărind în mod special sensibilitatea acestora la efectul de retasură. Se arată necesitatea specializării unor furnale în producerea fontelor de turnătorie de calitate cu conţinut scăzut de Si, şi se dau unele detalii tehnologice pentru furnalişti, în scopul obţinerii fontelor brute conform noului GOST şi a unei mărci noi de fontă brută—LKŢ (fontă pentru ,,cilindri").

Cap. II. Procesele din cubilouri. L. M. Marienbah şi I. S. Suharciuk, în referatul ,,Metodele obţinerii fontelor calde din cubilou", tratează problemele teoretice şi practice ale proceselor din cubilou, cu ajutorul cărora se rezolvă obţinerea fontelor cu temperaturi de la 1 450 — 1 480°C.

V. P. Ciornobrovkin, în referatul ,,Studiul zonei de topire a cubiloului", prezintă cercetările efectuate cu ajutorul izotopului radioactiv ^{60}Co, pe baza cărora s-au putut determina starea patului de fuziune în timpul topirii şi înălţimea acestuia. Cunoaşterea acestor elemente permite o conducere raţională a topirii.

În referatul ,,Studiul problemei şi căile privind folosirea oxigenului la topirea fontei", L. I. Levi, pe baza analizei critice a stadiului de cunoaştere şi aplicare a acestei probleme în U.R.S.S. şi în străinătate, constată că folosirea oxigenului este una din căile principale de ridicare a productivităţii agregatelor metalurgice, de îmbunătăţire a calităţii şi de reducere a preţului de cost al produselor acestora.

A. M. Petricenko şi E. A. Suhodolskaia în referatul ,,Unele probleme de îmbunătăţire a regimului de insuflare la cubilourile din R. P. Chineză", prezintă probleme deosebit de interesante privind preocupările actuale ale turnătorilor din R. P. Chineză, pe linia ridicării temperaturii şi calităţii fontei topite în cubilouri, economisirii cocsului şi materialelor refractare, folosirii cubilourilor cu căptuşeală bazică, a diverselor instalaţii de preîncălzire a aerului şi a răcirii cubilourilor cu apă.

Cap. III. Dezvoltarea construcţiei cubilourilor. În referatele ,,Dezvoltarea construcţiei cubilourilor răcite cu apă" de N. A. Barinov şi S. I. Okunev, ,,Experienţa exploatării cubilourilor răcite cu apă" de P. P. Dorostenko, şi ,,Experienţa folosirii cubilourilor răcite cu apă" de D. A. Meşkov, M. E. Katz şi A. A. Harcev, se prezintă tipurile constructive de cubilouri răcite cu apă, precum şi experienţa turnătoriilor de fontă ale uzinelor Lutughinsk şi Novo-Kramatorsk în exploatarea lor, evidenţiindu-se particularităţile funcţionale şi avantajele tehnico-economice obţinute.

Referatul ,,Modificări constructive ale cubilourilor secţiei de fontă maleabilă" de S. N. Nikolski prezintă adaptările constructive aduse continuu cubilourilor secţiei de fontă maleabilă a Uzinelor de automobile din Gorki, în scopul măririi productivităţii acestora, reducerii uzurii căptuşelii în zona de topire, asigurării stabilităţii compoziţiei chimice şi reducerii consumului de cocs.

Cap. IV. Folosirea gazului în cubilouri. În partea a IV-a a lucrării se publică opt referate prezentînd probleme teoretice şi practice privind folosirea gazului natural la topirea fontei în cubilou, rezultate din studiile efectuate de institute şi experienţa uzinelor. Dintre acestea cităm ,,Folosirea gazului natural la topirea în cubilou" de ing. G. Rosenberg şi ing. S. I. Tukerman. Autorii arată că la cubilourile din exploatare consumul de cocs realizat este de 6% (exclusiv consumul pentru patul de fuziune), la o temperatură pe jgheab de 1 410—1 420°C. Consumul de fondanţi a scăzut cu 20 kg pe tona de încărcătură, iar productivitatea a crescut cu 15—20%.

În referatul ,,Folosirea gazului natural la topirea fontei" de B. A. Noskov şi I. N. Denîghin se analizează cauzele care au produs dificultăţi la introducerea gazelor naturale în amestec cu cocs la topirea fontei în cubilouri cu o productivitate de peste 7—8 t/oră şi se arată căile de înlăturare a acestora.

Referatul ,,Particularităţile procesului de topire a fontei cu gaz natural", de M. E. Dolghinova, prezintă cuptorul de topire a fontei cu vatră şi cuvă folosind drept combustibil exclusiv gazele naturale; el arată că în anii 1957—1959 au fost introduse în uzinele constructoare de maşini din regiunea Baku 12 cuptoare de topire de acest gen, cu productivităţi variind de la 1 la 7 t/oră.

În referatul ,,Folosirea gazului natural pentru încălzirea aerului insuflat în cubilouri" de G. P. Dolotov, se prezintă caracteristicile constructive şi funcţionale ale preîncălzitorilor cu radiaţie şi convecţie de la uzinele ZIL din Moscova, folosind pentru încălzire gaze naturale.

Cap. V. Mecanizarea şi automatizarea cubilourilor. În referatul ,,Mecanizarea încărcării cubilourilor", G. E. Litvin prezintă instalaţia mecanizată de încărcare a unei perechi de cubilouri de la turnătoria de fontă a uzinelor ZIL din Moscova.

G. I. Kleţkin şi N. L. Sobol, în referatul ,,Căile de mecanizare a procesului de topire în cubilouri", arată o serie de mecanizări introduse în ultimii ani la cele opt cubilouri, cu capacităţi de 8—12 t/oră, de la turnătoria de fontă a uzinei Stankolit din Moscova.

În referatul ,,Căile automatizării proceselor din cubilou" de V. S. Misovski se prezintă încercările de punere în aplicare a studiilor cercetătorilor de la MAMI şi NIITA-avtopron privind automatizarea complexă a cubilourilor, constînd din conducerea şi reglarea topirii, inclusiv automatizarea dozării şi încărcării şarjelor.

*

Rezoluţia cuprinde o trecere în revistă a realizărilor mai importante din domeniul construcţiei şi exploatării cubilourilor şi recomandări pentru activitatea de viitor, din care menţionăm pe cele mai importante:

a) În domeniul materialelor de încărcare:

— utilizarea la topirea în cubilouri a fontelor brute cu conţinut scăzut de siliciu şi a fontelor de afinare;

— înnobilarea brichetelor din aşchii de fontă şi de oţel prin adăugarea în ele a ferosiliciului, în proporţie de 3—5%;

— adîncirea specializării producţiei de fonte brute de turnătorie, astfel încît să se producă fonte de furnal cu structură dată şi cu conţinut de carbon stabilit;

— executarea preselor de brichetat aşchii, care să fie repartizate marilor uzine constructoare de maşini.

b) În domeniul proceselor din cubilouri:

— la topirea fontei în cubilouri cu căptuşeală bazică şi semiacidă să se mărească conţinutul de MgO în zgure, prin adaosuri de fondanţi corespunzători;

— pentru supraîncălzirea fontei în cubilouri cu o productivitate de pînă la 3 t/oră să se folosească metoda dirijării parţiale a gazelor spre vatră şi antecreuzet;

— să se extindă folosirea gazelor naturale la topirea în cubilou, pentru înlocuirea parţială a cocsului;

— pentru topirea fontei în vederea obţinerii pieselor de fontă cu grafit nodular să se extindă folosirea cubilourilor cu căptuşeală bazică;

— pentru reglarea mersului uniform al cubiloului să se folosească adaos de oxigen, atunci cînd se justifică economic.

c) În domeniul construcţiei cubiloului:

— să se urgenteze proiectarea cubilourilor tipizate cu răcire cu apă şi cu folosirea aerului cald;

— să se cerceteze regimul de lucru al cubilourilor cu instalaţii de preîncălzire a aerului, folosind gaze naturale şi gazele arse din cubilou;

— să se organizeze fabricaţia arzătoarelor tipizate pentru cubilourile ce folosesc cocs şi gaze naturale;

— să se continue lucrările pentru perfecţionarea construcţiei cuptoarelor cu gaze pentru topirea fontei, în scopul de a se obţine un regim mai constant al topirii, ridicarea temperaturii fontei şi proprietăţi constante ale acesteia.

d) În domeniul mecanizării şi automatizării procesului de topire:

— intensificarea lucrărilor pentru realizarea aparaturii pentru controlul automat al temperaturii metalului şi analizei lui şi urgentarea folosirii acestora în producţie;

— folosirea pe baza experienţei uzinei ,,Stankolit" a instalaţiei pentru reglarea de la distanţă a debitului de aer insuflat în cubilou şi a temperaturii gazelor la gura de încărcare, precum şi a suflantelor de gabarit redus, presiune înaltă şi debit mare;

— să se continue studiul metodei complexe de control al proprietăţilor fizicotehnologice ale fontei în timpul topirii, precum şi studiul zonei de topire a cubiloului, cu ajutorul izotopilor radioactivi, prin urmărirea deplasării patului de fuziune în timpul topirii.

Atît materialul din referate, cît şi cel din recomandările rezoluţiei prezintă un deosebit interes pentru dezvoltarea şi modernizarea cubilourilor din turnătoriile noastre.

V. Holban

Cronică

APLICAREA INDUSTRIALĂ A ELECTROTERMIEI DE ÎNALTĂ FRECVENŢĂ

În zilele de 26, 27 şi 28 septembrie 1961 s-a desfăşurat la Leningrad a patra conferinţă tehnico-ştiinţifică pentru aplicarea industrială a electrotermiei de înaltă frecvenţă. Această conferinţă se organizează la perioade de 3—4 ani, cu scopul de a se analiza realizările în acest domeniu în perioada precedentă conferinţei şi pentru a stabili tendinţele de dezvoltare a electrotermiei de înaltă frecvenţă atît în U.R.S.S., cît şi în alte ţări. Conferinţa a demonstrat că, între a treia şi a patra întrunire în U.R.S.S., electrotermia de înaltă frecvenţă a obţinut însemnate realizări practice datorită cărora industria sovietică a înregistrat un nou progres tehnic calitativ.

Realizările obţinute în această perioadă sînt :

1. În aplicarea încălzirii prin inducţie în *industria metalurgică*:

a) sudarea prin inducţie şi contact cu audio şi radiofrecvenţă în fabricaţia ţevilor ;

b) încălzirea ţevilor semifabricate în procesul continuu de fabricaţie a ţevilor trase fără sudură înaintea maşinii de reducţie continuă NIIMETMAS ;

c) prelucrarea termică a produselor de laminare (ţevi, şine, benzi etc.), în scopul întăririi lor şi înlocuirii oţelurilor înalt aliate cu oţeluri slab aliate şi oţeluri carbon ;

d) încălzirea prin inducţie cu două frecvenţe a semifabricatelor şi bramelor înainte de laminare ;

e) îndepărtarea ecruisării şi recoacerea de recristalizare a barelor de oţel calibrate ;

f) încălzirea continuă a benzilor de oţel laminate la rece, în vederea cositoririi lor şi a uscării acoperirilor cu lac şi emulsii ;

g) cuptoare cu inducţie pentru topirea metalelor neferoase şi a oţelurilor speciale ;

h) curăţarea zonală de mare productivitate a semiconductoarelor, cu obţinerea concomitentă a macrocristalelor.

2. În *industria constructoare de maşini* :

a) călirea superficială a detaliilor cu configuraţie complicată ;

b) prelucrarea chimico-termică a detaliilor, cu aplicarea încălzirii prin inducţie ;

c) dezvoltarea încălzirii prin inducţie în producţia de forje ;

d) maşini automate pentru călirea pieselor mici ;

e) uscarea cu înaltă frecvenţă a înfăşurărilor impregnate ale produselor electrice care au miezuri de fier ;

f) încărcarea cămăşilor motoarelor de automobile cu fontă aliată (fontă aliată cu Cr, Ni, Cu) ;

g) încălzirea prin inducţie a semifabricatelor pentru laminarea roţilor dinţate, cu aplicarea deformării plastice a metalului.

3. În *industria chimică* şi în *industria de prelucrare a lemnului* :

a) sudarea de înaltă frecvenţă a produselor şi a ambalajelor din masă plastică ;

b) uscarea şi polimerizarea produselor şi a semifabricatelor din sticle plastice ;

c) uscarea corpurilor sfărîmicioase ;

d) lipirea produselor de lemn.

4. În *alte ramuri ale industriei* :

a) sudarea cămăşilor de aluminiu ale cablurilor ;

b) fabricarea cablurilor bimetalice pe maşinile de reducţie, cu aplicarea încălzirii prin inducţie ;

c) încălzirea cu înaltă frecvenţă în industria cauciucului.

5. *Aparatura necesară pentru realizarea controlului şi automatizării proceselor tehnologice la încălzirea prin inducţie* :

a) aparatura de control pentru determinarea geometriei şi calităţii ţevilor în procesul continuu de producţie ;

b) sistemul reglării automate de încălzire a ţevilor în procesul continuu de producţie ;

c) aparatura pentru menţinerea constantă a tensiunii de înaltă frecvenţă la diferite încălzitoare în cazul alimentării centralizate ;

d) aparatura pentru menţinerea automată a temperaturii constante de încălzire a benzilor de oţel la variaţia vitezei lor de mişcare.

Pe viitor, în U.R.S.S. electrotermia de înaltă frecvenţă se va dezvolta în următoarele direcţii :

a) lărgirea domeniului de frecvenţă admisă pentru aplicarea în industrie şi restrîngerea normelor de paraziţi permişi ;

b) ordonarea pe sortimente a surselor de alimentare a utilajelor de înaltă frecvenţă ;

c) tipizarea dispozitivelor şi utilajului tehnologic în domeniul electrotermiei de înaltă frecvenţă ;

d) crearea unei baze de producţie specializată pentru fabricarea utilajului electrotermic de înaltă frecvenţă.

Pentru realizarea sarcinilor trasate în septenal, este necesară aplicarea pe scară mai largă a încălzirii prin inducţie în industria constructoare de maşini, de unde rezultă necesitatea organizării producerii în serie a echipamentului tehnologic. Se tinde ca acest echipament tehnologic să se fabrice în blocuri comune, care să poată fi folosite, printr-o simplă asamblare, în componenţa diverselor maşini speciale şi instalaţii. Asemenea blocuri au fost create în U.R.S.S. la NIITVC şi la o serie de uzine din R.S. Cehoslovacă, R. D. Germană şi alte ţări.

Pentru călirea superficială a dinţării roţilor dinţate, în vederea asigurării unor înalte calităţi în exploatare, în S.U.A. se aplică călirea cu două frecvenţe (încălzirea prealabilă cu curenţi de medie frecvenţă şi încălzirea finală cu curenţi de înaltă frecvenţă), care — dat fiind faptul că necesită puteri mari instalate (generatoare rotative şi tuburi) — nu poate fi recomandată. În această problemă, în U.R.S.S. se dă o atenţie deosebită noilor mărci de oţeluri cu călibilitate redusă, create din iniţiativa savanţilor şi inginerilor sovietici.

Lucrările candidatului în ştiinţe tehnice Sepeliacovski de la Uzinele de automobile din Moscova ,,Lihaciov" au contribuit la crearea noilor mărci de oţeluri cu mică adîncime de călire şi la tehnologia de călire superficială a acestor oţeluri. Roţile dinţate, de exemplu, executate din aceste oţeluri, permit călirea superficială a dinţării, după o încălzire în masă a dinţării, cu o putere relativ mică a generatorului de alimentare. Se recomandă metalurgiştilor însuşirea şi producerea noilor mărci de oţel, ţinînd seamă de larga aplicare a metodei de călire superficială după încălzirea prin CIF.

În domeniul prelucrării termice cu încălzire prin CIF au fost abordate o serie de probleme, dintre care mai importante sînt : recoacerea de recristalizare a benzii de alamă cu încălzire rapidă ; călirea superficială a dinţării roţilor cu modul mediu ; îndoirea şi călirea mecanizată în flux tehnologic a laminatelor profilate, cu încălzire prin inducţie ; încălzirea uniformă a benzii metalice care se deplasează prin cîmpul magnetic transversal.

În domeniul încălzirii prin inducţie în sudură, s-au prezentat referate de un interes deosebit, cum sînt : ,,Sudarea prin contact cu radiofrecvenţă a ţevilor" ; ,,Alegerea frecvenţei curentului la sudarea ţevilor de diametru mare" ; ,,Sudarea cap la cap a ţevilor elementelor de cazangerie, cu încălzirea prin inducţie cu CIF" ; ,,Sudarea cap la cap a pieselor de secţiune plină prin metoda încălzirii prin inducţie".

În domeniul metalurgiei şi micrometalurgiei, au fost prezentate următoarele referate : ,,Unele probleme ale prelucrării electrotermice a oţelurilor cu crom" ; ,,Puterea de răcire a unor medii prin metoda aducerii lor pe suprafaţa piesei cu ajutorul aerului" ; ,,Azotarea pieselor de oţel încălzite cu curenţi de înaltă frecvenţă" ; ,,Mijloacele de mărire a secţiunii barelor prin încălzirea zonală fără creuzet".

În cele ce urmează, vom analiza pe scurt cîteva dintre cele mai importante referate prezentate la conferinţă :

1. Tehnologia fabricării pinioanelor conice cu aplicarea încălzirii de înaltă frecvenţă prezintă interes prin faptul că este o metodă nouă, avansată, de prelucrare a dinţărilor conice de mare randament şi economicitate. Avantajele acestei metode sînt următoarele :

a) se reduce la 2—3 minute timpul de prelucrare a dinţării, timp în care se includ şi încărcatul şi descărcatul piesei de pe maşină, deci se realizează o productivitate ridicată ; b) se reduce cu circa 40% greutatea semifabricatului faţă de metoda de tăiere prin aşchiere a dinţării, deci se realizează economii însemnate de metal; c) se eliberează maşini complexe de tăiere a dinţării; d) nu se cere o calificare prea înaltă a muncitorului; e) permite un grad înalt de automatizare, o astfel de maşină putînd aduce economii anuale de 400 000 ruble, în cazul folosirii ei în producţia de serie mare şi de masă în industria constructoare de maşini. În cazul folosirii noilor mărci de oţeluri cu călibilitate redusă, pot fi incluse direct în linia de flux tehnologic a prelucrărilor mecanice şi operaţiile termice, excluzîndu-se operaţiile termochimice de lungă durată, ceea ce face posibilă obţinerea unui remarcabil efect economic.

2. Un procedeu de mare efect economic îl constituie sudarea ţevilor prin contact cu curenţi de radiofrecvenţă. Datorită faptului că ţeava se execută din bandă de oţel, pe o maşină mai puţin complexă, cu viteze mari şi cu un consum de energie raţional, această metodă se impune ca metodă avansată de mare randament.

Economiile care se realizează cu o maşină de sudat ţevi prin contact cu curenţi de radiofrecvenţă, folosită în producţia de masă, sînt de 1,5 milioane ruble anual.

În principiu, sudura se obţine prin încălzirea muchiilor benzii (datorită efectului de apropiere şi skin-efectului), pînă la starea de plasticitate sau pînă la starea de topire şi presarea lor cu ajutorul unor role de forme adecvate.

3. Un nou domeniu de cercetare, experimentare şi aplicare practică îl deschide lucrarea Institutului de fizica metalelor al Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. privind aplicarea vitezelor înalte de încălzire. În referatul lui N. M. Rodighin, candidat în ştiinţe fizico-matematice, se arată că aplicarea vitezelor mari de încălzire permite studierea mai profundă a transformărilor de fază, a recristalizării, a difuziei şi a altor procese care au loc în metalul respectiv supus încălzirii.

Noua instalaţie de cercetare a prelucrărilor electrotermice la viteze mari de încălzire permite încălzirea eşantioanelor metalice cu o viteză de 10^5-10^6°C/s. Ea este constituită din două blocuri, dintre care primul serveşte pentru obţinerea impulsului curentului, iar al doilea, pentru transformarea şi folosirea lui la încălzirea obiectului. Pentru a se obţine un regim egal de temperatură pe toată secţiunea eşantionului, se aplică încălzirea directă, realizată prin trecerea nemijlocită a curentului prin eşantion.

4. În momentul de faţă, spargerea secundară a minereului de fier se face aproape exclusiv prin metoda exploziei, care — prin faptul că include pericole pentru personalul de deservire, cum şi producerea unei mari cantităţi de praf, foarte dăunător sănătăţii, şi implică întreruperea lucrului pînă la depunerea lui — este considerată o metodă de mică productivitate.

În referatul ,,Instalaţii de înaltă frecvenţă pentru spargerea secundară a minereurilor de fier'', sînt expuse lucrările de cercetare, făcute la unul dintre institutele Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S., cu privire la metoda spargerii prin înaltă frecvenţă. În esenţă, metoda constă în trecerea unui curent de înaltă frecvenţă prin bucata de minereu. Instalaţiile de înaltă frecvenţă pentru spargerea secundară a minereurilor de fier au fost prelucrate în două variante — pentru minele la zi şi pentru cele subterane. Fiecare instalaţie în sine prezintă un autogenerator cu tuburi, avînd un circuit oscilant cu reglare continuă a parametrilor, al cărui element specific îl constituie cablul coaxial cu o lungime de 100—150 m, la capătul căruia se conectează, cu ajutorul unor contacte speciale, bucata de minereu. Procesul de spargere se caracterizează prin două regimuri: pînă la străpungere şi după străpungere.

Reglarea regimului de spargere se realizează automat, cu ajutorul schemei de relee care asigură: tensiunea maximă pentru perioada dinaintea străpungerii, puterea nominală a generatorului după străpungere şi conectarea repetată.

Introducerea instalaţiilor de înaltă frecvenţă pentru spargerea minereurilor de fier duce la mărirea productivităţii şi la îmbunătăţirea condiţiilor de muncă.

Alte referate au tratat despre: uscarea formelor, tipizarea cuptoarelor de topit prin inducţie, experienţa Uzinei de maşini din Ural privind călirea pieselor cu CIF în industria constructoare de maşini, încălzirea prin inducţie a ţevilor cu pereţi de grosime variabilă, aparate pentru măsurarea temperaturii, aplicarea încălzirii prin CIF în vederea reducţiei ţevilor, fapt care asigură continuitatea procesului tehnologic de fabricare a ţevilor, aparate pentru măsurarea temperaturii fără contact direct, probleme de protecţia muncii etc.

Toate aceste probleme constituie un preţios îndreptar în activitatea desfăşurată în acest domeniu în ţara noastră, iar aplicarea în industria noastră a realizărilor obţinute în U.R.S.S. ar constitui un progres tehnic care ar aduce economiei naţionale importante economii anuale.

Ing. *Mircea Ogea*

informaţii

DIRIJAREA DE LA DISTANŢĂ A ŞARJEI CU MAŞINA ELECTRONICĂ DE CALCULAT

La uzina metalurgică din Dneprodzerjinsk (R.S.S. Ucraineană) au fost elaborate trei şarje, care au fost dirijate de la o distanţă de 500 km.

Dirijarea şarjelor s-a făcut din Kiev, de la centrul de calcul al Academiei de Ştiinţe a R.S.S. Ucrainene.

Împreună cu metalurgiştii, cercetătorii de la centrul de calcul din Kiev au pregătit dirijarea automată a procesului de convertizare cu ajutorul unei maşini electronice de calculat. A fost stabilită o legătură directă între atelierul din Dneprodzerjinsk şi centrul de calcul din Kiev.

Chiar din primele momente ale elaborării şarjei, încep să fie transmise semnale la maşina electronică de calculat. Exact cînd şarja a fost gata, maşina a dat comanda pentru turnare.

TURNAREA CONTINUĂ A OŢELULUI

În cursul septenalului va fi realizat procedeul industrial de elaborare neîntreruptă a oţelului. Oţelul obţinut într-un agregat cu acţiune continuă va fi livrat la o maşină de turnare continuă şi de aici va fi trimis la un laminor cu funcţionare continuă. O parte din producţia din linia de laminare va fi supusă la un tratament termic special în agregate cu acţiune neîntreruptă.

Specialiştii sovietici au elaborat şi se pregătesc să aplice un procedeu original bazat pe îmbinarea turnării continue a oţelului cu un proces de laminare fără dispozitive intermediare de încălzire şi fără debitarea oţelului în piese brute.

EXCAVATOR PENTRU SĂPAT ŞANŢURI

Un grup de specialişti din Moscova a proiectat un excavator universal Diesel electric care poate să sape un şanţ cu o lăţime de 2,5 m şi o adîncime de 2,3 m, cu o viteză de 160 m/h.

Maşina are o productivitate pînă la 1 200 m teren pe oră şi este destinată săpării de şanţuri în roci şi terenuri îngheţate. Organul de lucru al excavatorului — rotorul tăietor — este prevăzut cu un motor cu putere de 75 kW. Energia pentru funcţionarea mecanismelor este produsă de o instalaţie Diesel plasată în partea frontală a maşinii.

Rotorul tăietor are o astfel de configuraţie încît cuţitele se ascut de la sine în timpul funcţionării maşinii.

Acest excavator va fi trimis pe şantierul de construcţii al conductei magistrale de gaze din Uzbekistan.

NOI MAŞINI DE RECTIFICAT DE MARE PRECIZIE

Maşinile de rectificat, fabricate de Uzina constructoare de maşini ,,Lenin'' din Leningrad, pot prelucra inele pentru rulmenţi de 2—3 mm diametru cu o precizie de 0,2 μ.

Aceste maşini se vor folosi pentru piesele fine ale aparatelor, îndeosebi ale celor radiotehnice.

Maşinile de rectificat sînt complet automatizate şi sînt înzestrate cu dispozitive care permit efectuarea unui control permanent în timpul desfăşurării prelucrării.

TURBOGENERATOR ECONOMIC

La centrala termoelectrică din oraşul ucrainean Pridneprovsk a fost dat în funcţiune un nou grup energetic puternic. Grupul cuprinde o turbină cu o putere de 160 000 kW şi un cazan care produce pe oră 500 t abur de înaltă presiune.

Acest grup are doi rotori şi este un nou model de turbogenerator economic.

Prin punerea în funcţiune a grupului, puterea centralei a fost ridicată pînă la 1 200 000 kW şi este în prezent cea mai mare termocentrală din Uniunea Sovietică.

În prezent, la centrală se fac pregătiri pentru construirea unui grup energetic care să cuprindă o turbină cu o putere de 350 000 kW şi un cazan de abur care să producă pe oră 950 t abur.

MAŞINI-UNELTE CU ULTRASUNETE

Specialiştii sovietici au construit o maşină semiautomată de aşchiere prin ultrasunete, destinată prelucrării siliciului şi germaniului. La această maşină, materialele semiconductoare se prelucrează cu pierderi mai mici şi de aproximativ 6—10 ori mai repede decît prin procedeele obişnuite.

Se construieşte, de asemenea, o maşină semiautomată pentru confecţionarea pietrelor de rubin pentru ceasornice.

La maşina cu ultrasunete piesele nu sînt prelucrate de sculă, ci de particulele abrazive care pătrund împreună cu apa în interstiţiul dintre sculă şi piesă. O tijă vibratoare loveşte aceste particule imprimîndu-le o acceleraţie imensă şi ele dizlocă materialul după forma şablonului.

Generatorul de vibraţii este un dispozitiv special, denumit transformator cu stricţiune magnetică. În acesta, oscilaţiile electromagnetice se transformă în vibraţii mecanice ultrasonore. Sub acţiunea vibraţiilor ultrasonore, particulele abrazive infinitezimale se transformă într-o sculă aşchietoare eficientă căreia nu-i pot rezista nici cele mai dure aliaje, nici diamantul.

Un avantaj important al maşinilor cu ultrasunete, faţă de sculele aşchietoare obişnuite, îl constituie capacitatea lor de a aşchia materialele sfărîmicioase.

RECUPERAREA ELEMENTELOR DE ALIERE DIN ARSURA DE LA LAMINOR

O firmă engleză a adaptat la un laminor un aparat pentru recuperarea arsurii care se formează în procesul de laminare a aliajelor inoxidabile şi a oţelurilor speciale. Laminorul este prevăzut cu un dispozitiv care dizlocă arsura de pe lingoul de metal, astfel încît curentul de apă îl transportă într-o cutie colectoare. Un dispozitiv-macara, care se află deasupra laminorului, curăţă de patru sau cinci ori pe zi această cutie, transportînd arsura într-o oală de unde o altă macara o ridică pentru a fi supusă tratamentului.

Cutia de depozitare este astfel construită încît partea de la fund este cu 2" mai lată decît dispozitivul de apucare al macaralei. Fălcile deschise ale dispozitivului acoperă astfel aproape întreaga suprafaţă a deschizăturii cutiei de depozitare, şi cînd se strîng ele încarcă în mod practic tot materialul depozitat.

Pentru a permite o cădere cît mai bună a ţunderului, cutia este aşezată sub laminor.

MODIFICAREA STRUCTURII METALELOR PRIN RĂCIRE RAPIDĂ

În Anglia a fost introdusă o metodă de răcire rapidă a metalelor pentru obţinerea unor aliaje cu trăsături fizice noi. Această metodă face ca aliajul topit să fie transformat în praf fin, care este aruncat pe un cilindru de cupru care se învîrteşte în hidrogen lichefiat şi are o temperatură de —180°C. Pulberea de aliaj se transformă în plăcuţe foarte subţiri care au calităţi magnetice şi electrice cu totul noi.

Experienţele au fost efectuate cu aliaje de galiu-antimoniu-germaniu-argint, cupru-argint, aur-siliciu. Noile aliaje sînt folosite în primul rînd în tehnica semiconductoarelor şi supraconductoarelor.

O MARE NAVĂ FLUVIALĂ

La şantierul naval din Komarno a fost lansată la apă una dintre cele mai mari nave fluviale de mărfuri construită în Cehoslovacia. Lungimea navei este de 103,6 m, lăţimea de 12,4 m, înălţimea de 11,4 m, iar pescajul de 2,8 m la un deplasament de 2 000 t. Puterea motoarelor navei este de 1 050 CP şi poate dezvolta o viteză de 20 km/h.

Nava este înzestrată cu utilaj modern. Funcţionarea maşinilor navei este complet automatizată. Conducerea navei se face din cabina de comandă, unde este instalat un pupitru central de comandă.

TROLIU AUTOMAT

În Franţa a fost emis patentul pentru un troliu automat. Cilindrul troliului are fixat pe el o roată dinţată care lucrează cu o altă roată dinţată de pe un ax prevăzut cu un cuplaj cu dinţi. Cuplajul se declanşează la deplasarea unui ax şi în acelaşi timp se eliberează discul şi ştiftul de protecţie. Un şurub fără sfîrşit, care se roteşte pe o axă articulată, intră în angrenare cu o roată melcată care antrenează cilindrul troliului. Cuplajul este prevăzut cu autofrînare. Şurubul fără sfîrşit angrenează în acelaşi timp o roată cu arc lamelar. La ridicare, greutatea este reţinută de transmisia-melc prin autofrînare.

La coborîrea greutăţii, o pîrghie de pe cilindru ajunge în poziţie inversă faţă de axul cuplajului şi prin acest cuplaj rotaţia se transmite la o roată dinţată auxiliară.

Această roată dinţată se roteşte liber; în cazul coborîrii greutăţii printr-un cuplu conic ea imprimă o rotaţie transmisiei cu melc. Angrenarea roţii melcate cu roata dinţată a cilindrului se asigură printr-un disc de protecţie care presează asupra unui ştift. Coborîrea greutăţii are loc de asemenea prin transmisia-melc cu autofrînare, cu un efort minim.

VERIFICAREA AUTOMATĂ CU ULTRASUNETE A PIESELOR FORJATE

La uzina de maşini grele ,,Karl Liebknecht" din Magdeburg, piesele brute forjate sînt verificate cu un aparat de control cu ultrasunete. Aparatul funcţionează automat. Datele optico-ultrasonice informează pe mînuitorul aparatului despre defectele pieselor cilindrice cu o lungime de 4 m. De asemenea, aparatul semnalează locul şi adîncimea defectelor.

Cu ajutorul noii instalaţii se pot preveni prelucrări costisitoare ale pieselor cu defecte ascunse.

BETATRON INDUSTRIAL

La uzina de maşini grele ,,Karl Liebknecht" din Magdeburg a fost pus în funcţiune primul betatron industrial din R. D. Germană. Instalaţia produce raze Roentgen puternice cu ajutorul cărora se pot controla chiar şi piese cu o grosime de 400 mm.

Cu noul aparat pot fi găsite uşor defectele de turnare, depunerile de zgură, şi în felul acesta se previne continuarea prelucrării pieselor necorespunzătoare.

OŢEL CU REZISTENŢĂ SPORITĂ LA UZURĂ

În S.U.A. a fost elaborat un oţel de scule special cu wolfram, care are o rezistenţă sporită la uzură.

Durata funcţionării pieselor din acest oţel este de patru ori mai mare decît durata de funcţionare a pieselor din oţel cu un procent ridicat de carbon şi conţinut mare de crom.

Noul oţel are următoarea compoziţie: carbon: 1,50%; mangan: 2%; siliciu: 0,25%; crom: 0,90%; molibden: 1%; wolfram: 4%.

Călit în ulei, după încălzirea la o temperatură de 1 450°F, el capătă aceeaşi duritate pe întreaga adîncime a piesei, atunci cînd secţiunea ei transversală nu depăşeşte 6".

Piesele de o formă complexă cu un diametru pînă la 2" pot fi călite în aer la o temperatură de 1 550°F.

Noul oţel poate fi folosit pentru fabricarea poansoanelor şi matriţelor, a sculelor pentru prelucrarea materialelor abrazive, a bronzului fosforos etc.

Tematica revistei „Metalurgia şi construcţia de maşini" pe anul 1962

Metalurgie

- Din experienţa uzinelor din ţara noastră în domeniul cocsificării cărbunelui indigen.
- Realizări în construcţia şi exploatarea bateriilor şi cuptoarelor de cocsificare.
- Realizări în domeniul valorificării produselor cocseriilor.
- Stadiul actual în construcţia şi exploatarea furnalelor (inclusiv furnale electrice).
  - Experienţa folosirii gazului metan în furnalele Combinatului Siderurgic Hunedoara.
  - Experienţa trecerii furnalelor Combinatului Metalurgic Reşiţa la exploatarea cu presiune ridicată.
  - Căi noi în domeniul epurării gazului de furnal.
  - Reducerea directă cu ajutorul gazului metan a minereurilor şi concentratelor de fier.
- Probleme privind prepararea minereurilor indigene (aglomerarea, îmbogăţirea şi prăjirea).
- Căi noi în proiectarea utilajelor de deservire a furnalelor.
  - Construcţia şi acţionarea aparatelor de încărcare a furnalelor.
- Probleme ale tehnologiei fabricării fontelor în furnale.
  - Fonte de afinare.
  - Fonte de turnătorie.
  - Folosirea gazului metan etc.
- Valorificarea zgurelor de furnale.
- Stadiul actual în construcţia şi exploatarea cuptoarelor Martin şi electrice.
- Căi noi de elaborare a oţelurilor (procedeul LD, utilizarea oxigenului la cuptoarele Martin, electrice şi convertizor).
- Probleme ale tehnologiei elaborării oţelurilor turnate în lingouri.
- Metode noi de turnare a lingourilor şi semifabricatelor :
  - turnare sub vid ;
  - turnarea continuă.
- Materiale refractare folosite în oţelării :
  - refractare rezistente la şoc termic.
- Oţeluri de înlocuire şi speciale.
- Producerea de feroaliaje din minereuri indigene.
  - Producerea feromanganului din minereuri sărace indigene.
- Orientări noi în dezvoltarea turnătoriilor :
  - specializarea turnătoriilor ;
  - mecanizarea şi automatizarea în turnătorii ;
  - mica mecanizare în turnătorii ;
  - mecanizarea operaţiilor grele.
- Probleme privind tehnologia elaborării metalelor pentru turnarea pieselor :
  - realizări în domeniul turnării pieselor din fontă cu grafit nodular ;
  - fabricarea oţelurilor semiacide pentru turnătorii ;
  - funcţionarea cubilourilor cu răcire cu apă ;
  - cubilou cu alimentare de aer prin redistribuire în zone de reducere ;
  - folosirea aerului cald la cubilouri prin recuperarea căldurii ;
  - noi realizări în domeniul folosirii gazului metan la elaborarea fontei în cubilouri ;
  - metode avansate de rafinare a aliajelor pe bază de aluminiu.
- Probleme privind executarea formelor şi miezurilor :
  - folosirea bentonitei în amestecurile de formare ;
  - folosirea maselotelor exotermice ;
  - aplicarea întăririi chimice cu CO$_2$ la executarea formelor pentru turnarea oţelului şi fontei ;
  - instalaţia de producere a CO$_2$ pentru întărirea chimică a miezurilor şi a formelor ;
  - metodă nouă de preparare a amestecurilor izoterme pe bază de Al-Si, cu aplicaţii la executarea cămăşilor izoterme, folosind CO$_2$.
  - cercetări privind parametrii optimi pentru vibropresarea formelor ;
  - transportul pneumatic al nisipurilor de turnătorie ;
  - tehnologii moderne de formare a pieselor mari.
- Probleme privind tehnologia curăţării pieselor turnate :
  - aplicarea curăţării electrochimice a pieselor turnate.
- Probleme de control al pieselor turnate.
- Tratamente termice primare în turnătorie :
  - scurtarea ciclului de recoacere la obţinerea fontelor maleabile ;
  - modificarea fontelor albe cu Bi, B, Al etc. ;
  - recoacerea fontelor şi oţelurilor etc.
- Proiectarea şi construcţia utilajelor de turnătorie :
  - maşini de împuşcat miezuri ;
  - aruncătoare centrifugale ;
  - maşini automate de format.
- Probleme legate de materiile prime folosite în turnătorie :
  - calitatea fontelor brute în turnătorie ;
  - combaterea eredităţii la fontele albe şi cenuşii ;
  - tipizarea amestecurilor de formare ;
  - lianţi economici.
- Probleme privind turnarea lingotierelor, cilindrilor de laminor, segmenţilor etc.
- Realizări în domeniul fabricării modelelor :
  - modele din răşini epoxidice.
- Specializarea liniilor de laminare în R.P.R.
- Automatizarea liniilor de laminare.
- Tendinţe noi în construcţia laminoarelor.
- Probleme de încălzire a laminatelor.
- Tendinţe noi în tehnologia laminatelor :
  - oţeluri slab aliate ;
  - profile economice etc.
- Laminarea şi extruderea metalelor neferoase.
- Calitatea produselor.
- Rebuturile în laminare, clasificarea lor în funcţie de caracteristicile laminoarelor din ţară (în special la ţevi).
- Realizări în domeniul laminării ţevilor.
- Probleme privind fabricarea ţevilor prin sudare.
- Probleme privind trăgătoriile de bare şi sîrmă.
- Particularităţi tehnologice ale fabricării tablelor cu calităţi speciale (fizice, mecanice, chimice) de transformator, puternic anticorosive, antiacide, pentru construcţii navale.
- Mărirea productivităţii laminării : mărirea vitezei de laminare ; sporirea reducerilor pe o trecere, automatizarea şi mecanizarea totală şi parţială, diferenţierea produselor laminate, mecanizarea şi automatizarea operaţiilor auxiliare laminării etc.
- Probleme de preîncălzire a laminatelor :
  - cuptoare cu indici ridicaţi, utilizarea gazului natural (în cuptoarele de laminare), mecanizarea şi automatizarea controlului temperaturii de încălzire a laminatelor.
- Probleme privind acoperirile de protecţie :
  - acoperiri metalice ;
  - placări cu materiale plastice ;
  - placări cu bimetale.
- Orientări noi în dezvoltarea forjelor în ţara noastră :
  - specializarea şi sistematizarea forjelor ;
  - mecanizarea şi automatizarea proceselor de forjare.
- Proiectarea şi construcţia utilajelor noi de forje :
  - ciocane, matriţoare ;
  - manipulatoare.
- Tehnologii noi de producere a pieselor forjate :
  - extruderea.
- Probleme privind încălzirea lingourilor şi semifabricatelor pentru forje :
  - încălzirea prin inducţie ;
  - încălzirea în cuptoare cu atmosfere controlabile.

— Probleme ale fabricării şi utilizării matriţelor :

— mărirea duratei de utilizare a matriţelor prin durificarea suprafeţelor active.

— Proiectarea şi construcţia utilajelor pentru forjare cu ajutorul curenţilor de inducţie.

— Orientări noi în construcţia şi exploatarea cuptoarelor de tratamente termice :

— cuptoare continue.

— Mecanismul transformării izoterme a austenitei în oţeluri.

— Determinarea curbelor TTT la oţeluri şi utilitatea lor pentru practică.

— Criterii ştiinţifice pentru stabilirea schemelor de tratamente termice.

— Problema înlocuirii oţelurilor aliate cu elemente scumpe prin oţeluri mediu sau slab aliate, echivalente ca proprietăţi.

— Metode noi de tratamente termice de suprafaţă :

— tratamente în băi de sodiu ;

— folosirea curenţilor de inducţie ;

— sulfizări, fosfatări etc.

— Proiectarea şi construcţia instalaţiilor de încălzire prin inducţie.

— Probleme energetice în metalurgie :

— consumuri de energie ;

— valorificarea resurselor energetice secundare (gaz de furnal, gaz de cocs, recuperarea căldurii gazelor, răcirea fierbinte a gazelor etc.).

— Probleme privind calitatea produselor.

— Economia de metal în metalurgie :

— profile economice ;

— profile periodice ;

— reducerea pierderilor la elaborare şi turnare ;

— reducerea adaosului de turnare ;

— laminate cu toleranţe restrînse ;

— profile din table sau benzi ;

— profile din oţeluri cu rezistenţe ridicate.

— Probleme de termotehnică în metalurgie.

— Metode şi aparataj de control al produselor metalurgice :

— realizări în tehnica laboratoarelor de uzină : metode avansate de determinare a gazului din aliaje, a incluziunilor nemetalice, a proprietăţilor de turnare ale aliajelor etc.

Construcţia de maşini

1. *Problema creşterii randamentului şi a eficacităţii economice a instalaţiilor, precum şi a calităţii şi nivelului tehnic al produselor.*

2. *Probleme noi în legătură cu proiectarea maşinilor*. Ridicarea performanţelor maşinilor şi agregatelor prin proiectare şi reproiectare :

— Micşorarea greutăţii proprii a maşinilor.

— Mărirea stabilităţii maşinilor şi reducerea vibraţiilor.

— Modernizarea maşinilor-unelte.

— Reducerea consumului specific de oţeluri şi metale neferoase prin folosirea oţelurilor speciale, a materialelor plastice şi a altor înlocuitori :

— proprietăţi tehnologice ale oţelurilor speciale, ale maselor plastice şi ale altor înlocuitori :

— execuţia sculelor necesare pentru prelucrarea lor.

— eficienţa economică a folosirii lor.

— caracteristicile oţelurilor speciale ale materialelor plastice şi ale altor înlocuitori fabricaţi în R.P.R.

— Lagăre pentru turaţii şi solicitări grele.

— Transmisii moderne — domenii de utilizare a lor.

— Calcule de batiuri, şasiuri, carcase etc.

— Caracteristicile fizico-economice ale materialelor de construcţie indigene.

— Tropicalizarea maşinilor fabricate în R.P.R.

— Construcţii de maşini destinate utilizării în alte ramuri (optică, textilă etc.).

3. *Tehnologia organelor de maşini şi a sculelor.*

— Procedee tehnologice şi scule noi de prelucrare.

— Metode pentru calcule tehnologice :

— pentru regimurile optime de funcţionare ;

— pentru executarea formelor complexe ;

— pentru construcţia sculelor.

— Maşini speciale, linii tehnologice şi linii automate.

— Acoperiri metalice.

— Probleme de sudură.

4. *Probleme de exploatare a maşinilor.*

— Reducerea uzurii la organele în mişcare.

— Regimuri şi măsuri speciale în perioada rodajului.

— Fundaţii şi amplasamente.

— Sisteme de alimentare cu energie electrică a maşinilor-unelte dintr-o hală.

— Instalaţii şi agregate pentru evacuarea şi brichetarea aşchiilor.

— Protecţia contra coroziunii.

— Ungerea raţională.

— Organizarea reparaţiilor capitale şi periodice.

5. *Construcţii şi realizări noi în R.P.R. — prezente şi în perspectivă.*

— Prezentarea de produse asimilate.

— Experienţa unor întreprinderi în asimilarea produselor.

6. *Organizarea şi economia producţiei.*

— Profilarea, specializarea şi cooperarea întreprinderilor — baza planului standard.

— Probleme de pregătire a fabricaţiei.

— Probleme în legătură cu asimilarea produselor : tehnica asimilării, fundamentarea tehnico-economică a asimilării.

— Tipizarea proceselor tehnologice.

— Probleme de tipizare a S.D.V.

— Adaptarea metodelor de serie mare la fabricaţia de serie mică şi unicate.

— Problema mecanizării şi a automatizării.

— Probleme de control şi tehnică a măsurării.

— Transportul intern al materialelor în întreprinderi.

7. *Probleme de tehnica securităţii muncii.*

MŰSZAKI KÖ 1883

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

ДК 669.18.013.5(S)

Николае Крафт: **Уровень продукции стали в СССР и перспективы развития.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2. pag. 97—100

ДК 669.162.2.001.6

Петре Петреску и *Константин Рошка*: **Технический прогресс в проектировании доменных печей.**

В статье показываются главные технические решения, которые лежат в основе проектирования новых доменных печей в нашей стране. Проектами предусмотрено использование повышенного давления газов в колошнике, высокой температуры дутья и большого расхода природного газа. Предусматривается высокая степень механизации работы.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 100—104

ДК 621.318.2–492.2 : 620.179.141 : 631.9

Александру Домша, *Ливиу Бота*, *Атила Палфавли*: **К получению магнитных порошков, используемых в сельскохозяйственной технике.**

Авторы подробно описывают главные методы получения магнитных порошков, а также и оптимальные характеристики, которыми должны обладать порошки, используемые в сельскохозяйственной технике. Рекомендуется технологический процесс, разработанный авторами, который обеспечивает получение порошков с оптимальными физикомеханическими характеристиками по низкой себестоимости.

Metalurgia şi Conctrucţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag 104—110

ДК 669.131.621 : 621.785

Константин Ваньорек: **Изучение возможностей улучшения механических свойств нормального серого чугуна путем термообработок.**

Проводится экспериментальное изучение улучшения физикомеханических свойств доэвтетического и эвтетического серого чугуна путем термообработки закалкой и отпуском. Показывается влияние температуры и продолжительности закалки и отпуска на структуру и физико-механические свойства.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 110—119

ДК 621.983.3 : 621.975

Гамалиел Михэц: **Штамповка тонкостенных днищ на кузнечных гиравлических прессах.**

В работе описывается метод и используемое оборудование для штамповки тонкостенных днищ, используемых в химической промышленности. Штамповка выполняется на кузнечных гидравлических прессах, в открытых матрицах, предусмотренных с жестким прессовочным приспособлением. Описанный метод можно использовать для индивидуального или малосерийного производства.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 119—122

ДК 621.741 : 338.062.4–43 : 338.062.225

Кодрат Винченц: **К вопросу экономии металла в литейных цехах.**

Перечисляются главные показатели и параметры и связь между ними, которыми можно охарактеризовать оборот металла в литейных цехах. Авторы анализируют эти показатели с целью достижения экономии металла и уменьшения себестоимости литых изделий. Показано влияние разных факторов (технология выплавки, литья, очистки и т.д.) на главные показатели.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 122—129

Из опыта заводов и лабораторий 129—136

Машиностроение

ДК 625.282–843.6 : 621.426–71

Ион Нан: **Новые аспекты на охладительных установках железнодорожной дизельной тяги.**

В статье перечислены условия, которым должны удовлетворять современные охладительные установки. Описываются разные системы привода вентиляторов и регулировки температуры выхода воды из мотора для снижения мощности, расходуемой вентиляторами и обеспечения приблизительно постоянной температуры воды, независимо от нагрузки двигателя и температуры окружающей среды. Также описываются некоторые конструктивные аспекты и системы защиты для увеличения безопасности в эксплуатации.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 137—149

ДК 669.018.24 : 621.893

Александру Ника: **Метод установления функциональных свойств материалов для подшипников и его применение в случае алюминиевоцинковых заменных сплавов.**

Описывается метод и опытная установка для определения рабочих свойств антифрикционных материалов в рабочих условиях, для широкой области нагрузок и скоростей. Так устанавливается среднее давление на подшипник p_{cp}, произведение между p_{cp} и рабочей скоростью, расход смазочного материала и момент трения для разных температур работы экспериментального подшипника.

Описывается также опытная установка для определения износа антифрикционных материалов. В качестве примера приложения этого метода, описываются функциональные свойства алюминиевоцинковых сплавов ($ZnAl_{10}Cu_5$, $ZnAl_{25}Cu_{1.5}$ и $ZnAl_{30}Cu_{1.7}$) по сравнению с известными подшипниковыми материалами (Bz14T и Bz6ZnT).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 149—159

ДК 621.753.1 : 621

Ион Лазареску: **Установление величины рабочего допуска инструментов и определение поля допуска этих инструментов в зависимости от величины и поля допуска детали.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 159–164

Для молодого инженера

Петре Сима и *Николай Рошу*: **Расчет на сопротивление деталей, подверженных кручению при высоких температурах.**

В работе дается расчет деталей, подверженных кручению в режиме установившейся ползучести. Расчет приведен для балок с кольцевым сечением и для балок с прямоугольным узким сечением (тонкостенные профили).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 1, стп. 164—170

ДК 621.64 : 665.5

Константин Д. Михэеску: **Приспособление для автоматического закрытия подводящих трубопроводов складов жидкого материала.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 170–173

Из опыта заводов и лабораторий

ДК 621.91.07.014.4

Герман Дрэгич: **Прибор для замера величины термической деформации и износа на стороне установки резца.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 173—175

Охрана труда

ДК 621.923–783 : 614.8

Николае Думитру: **Защитные приспособления для шлифовальных станков.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 175—178

Документация 179–185
Хроника 186–187
Информации 188–189
Рецензии 189–190
Тематический план на 1952 год 190–192

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

DK 669.18.013.5 (S)

Nicolaie Kraft: **Der Stand der Stahlproduktion in der UdSSR und ihre Entwicklungsperspektiven.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 97—100

DK 669.162.2.001.6

Petre Petrescu und *Constantin Roșca*: **Der technische Fortschritt im Projektieren der Hochöfen.**

Im Aufsatz werden die wichtigsten technischen Lösungen beschrieben, auf denen das Projektieren der neuen Hochöfen in unserem Lande fusst. Die Projekte sehen die Verwendung eines erhöhten Gasdruckes am Hochofenschacht, eine gesteigerte Temperatur des Heisswindes, und eine erhöhte Zuführung von Erdgas vor. Es wurde ein hoher Mechanisierungsgrad der Arbeiten vorgesehen.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 100—104

DK 621.318.2—492.2 : 620.179.141.631.9

Alexandru Demșa, *Liviu Botha* und *Atila Pàlfalvi*: **Beiträge zur Gewinnung des Magnetpulvers, das in der Landwirtschaftstechnik Verwendung findet.**

Die Verfasser analysieren eingehend die wichtigsten Verfahren zur Gewinnung des Magnetpulvers, wie auch die optimalen Kenndaten, die für die Landwirtschaftstechnik geeigneten Metallpulver aufweisen müssen. Die Verfasser empfehlen das von ihnen ausgearbeitete Verfahren. Das entwickelte Verfahren zeichnet sich durch optimalen physikalischen und mechanischen Kenndaten und einem herabgesetzten Selbstkostenpreis aus.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 104—110

DK 669.131.621 : 621.785

Constantin Wanyorek: **Das Studium der Verbesserungsmöglichkeiten des gewöhnlichen Graugusses durch thermische Behandlung.**

Der Aufsatz stellt ein experimentelles Studium über die Verbesserung der physikalischen und mechanischen Eigenschaften des hypoeutektischen und eutektischen Gusseisens durch thermische Behandlung des Härtens und Abkühlens dar. Man unterstreicht den Einfluss der Temperatur und der Dauer des Härtens und Abkühlens auf die Struktur und die physikalischen und mechanischen Kenndaten.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 110—119

DK 621.983.3 : 621.975

Gamaliel Mihet: **Die Stauchung der dünnwandigen Böden an hydraulischen Pressen.**

Im Aufsatz werden die Verfahren und Ausrüstungen beschrieben, die bei der Stauchung der dünnwandigen in der Chemieindustrie verwendeten Böden Anwendung finden. Die Stauchung erfolgt an hydraulischen Schmiedepressen, in offener Matritze mit starrer Pressvorrichtung. Das beschriebene Verfahren kann bei Einzel-oder Kleinserienproduktion verwendet werden.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2. S. 119—122

DK 621.741 : 33.062.4—43 : 338.062.225

Codrat Vincenz: **Beiträge zur Frage der Metalleinsparung in Giessereien.**

Es werden die wichtigsten Indexziffern und Parameter sowie die wechselbeziehung zwischen ihnen dargelegt, die den Gang des Metalls in den Giessereien kennzeichnen. Der Verfasser entwickelt diese Indexziffern, um Metalleinsparungen und eine Herabsetzung des Selbstkostenpreises der Gusstücke zu erzielen. Der Einfluss der verschiedenen Faktoren (Gewinnungstechnologie, Giessen, Reinigen usw.) auf die wichtigsten Indexziffern wird hervorgehoben.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 122—129

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

129—137

Maschinenbau

DK 625.282—843.6 : 621.436—71

Ion Nan: **Neue Aspekte der Kühlanlagen bei den Dieseltriebwagen.**

Im Aufsatz werden die Bedingungen angeführt, die eine moderne Kühlanlage erfüllen muss. Es werden verschiedene Antriebssysteme der Ventilatoren und der Reglung der Ausgangstemperatur des Kühlwassers aus dem Motor beschrieben, um die von den Ventilatoren verbrauchte Energie herabzusetzen und eine ungefähr gleichbleibende Temperatur des Wassers zu sichern, gleichgültig der Belastung des Motors und der Aussentemperatur. Ferner werden gewisse konstruktive Aspekte, wie auch das Schutzsystem zur Erhöhung der Betriebssicherheit beschrieben.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 137—149

DK 669.018.24 : 621.893

Alexandru Nica: **Verfahren zur Bestimmung der funktionellen Eigenschaften der Lagerwerkstoffe und seine Anwendung bei Zink-Aluminium-Ersatzlegierungen.**

Es wird ein Verfahren und die betreffende Versuchsanlage für die Bestimmung der funktionellen Eigenschaften der Lagerwerkstoffe unter realen Arbeitsbedingungen für eine breite Belastungs-und Geschwindigkeitsskala beschrieben. Auf diese Weise werden die durchschnittlichen Drücke im Lager p_m, das Ergebniss zwischen p_m und der Arbeitsgeschwindigkeit, die Schmiermittelzufuhr und das Reibungsmoment für verschiedene Betriebstemperaturen des Versuchslagers festgesetzt.

Ferner wird eine Versuchsanlage für die Bestimmung des Verschleisses der Lagerwerkstoffe dargelegt. Als Anwendungsbeispiel dieses Verfahrens werden die funktionellen Eigenschaften einiger Zink-Aluminium-Legierungen ($ZnAl_{10}Cu_5$. $ZnAl_{25}Cu_{1,5}$ und $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$) im Vergleich zu einigen allgemein gebräuchlichen Lagerwerkstoffen (Bz 14T und Bz6 ZnT) angeführt.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 149—159

DK 621.753.1 : 621

Ion Lăzărescu: **Die Festsetzung der Grosse der Arbeitstoleranz der Werkzeuge und die Bemessung ihres Toleranzbegrenzung im Verhältnis zur Grösse und Toleranzbegrenzung des Werkstückes.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 159—164

Für den Jungingenieur

Petre Sima und *Nicolaie Roșu*. : **Widerstandsberechnung der Werkstücke, die durch Verdrehung bei hohen Temperaturen ausgesetzt sind.**

Im Aufsatz wird die Berechnung der Werkstücke dargelegt, die einer feststehenden Dauerverdrehung ausgesetzt sind. Die Berechnung gilt für Stäbe mit ringförmigen Querschnitt und für einen schmalen Stab mit rechtwinckligen Querschnitt (dünnwandige Profile).

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2, S. 164—170

DK 621.64 : 665.5

Constantin D. Mihăescu: **Vorrichtung für das automatische Schliessen der Zuleitungen der Flüssigkeitengefässer.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 170—173

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

DK 621.91.07.014.4

Gherman Drăghici: **Apparat zur Messung der Warmverformung und des Verschleisses der Grifffläche des Meissels.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 173—175

Arbeitsschutz

DK 621.923—783 : 614.8

Nicolaie Dumitriu: **Schutzvorrichtung bei Schleifmaschinen**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) H. 2 S. 175—178

Dokumentation 179 —15
Buchbesprechungen 186—187
Chronik 188—189
Nachrichten 189—190
Themaplan für das Jahr 1962 190—192

SOMMAIRE

Métallurgie

CD 669.18.013.5 (S)

Nicolaie Kraft: **Le stade de la production de l'acier en U.R.S.S. et ses possibilitès de développement.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 97–100

CD 669.162.2.001.6

Petre Petrescu et *Constantin Roşca*: **Le progrès technique dans les projets de hauts-fourneaux.**

Dans cest article on décrit les principales solutions qui sont à la base des projets de nouveaux hauts-fourneaux dans notre pays. Les projets prévoient l'utilisation d'une haute pression à la gorge du fourneau, d'une température élevée du vent et d'un haut débit de gaz naturel. On y prévoit un haut degré de mécanisation des opérations.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 100—104

CD 621.318.2–492.2 : 620.179.141 : 631.9

Alexandru Domşa, *Liviu Botha* et *Atila Tálfalyi*: **Contributions à l'élaboration des poudres magnétiques utilisables dans la technique agricole.**

Les auteurs analysent les principaux procédés d'obtention des poudres magnétiques, ainsi que les caractéristiques optima que doivent posséder les poudres utilisables dans la technique agricole. On recommande le procédé mis au point par les auteurs. Le procédé réalisé présente des caractéristiques physico-mécaniques optima et un prix de revient bas.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1961) 104—110

CD 669.131.621 : 621.785

Constantin Wanyorek: **L'étude des possibilités d'amélioration** des propriétés **mécaniques de la fonte grise normale par le traitement thermique d'amélioration.**

On présente une étude expérimentale concernant l'amélioration des propriétés physico-mécaniques des fontes grises, hypo-eutectiques et eutectiques par des traitements thermiques de trempe et de recuit. On y montre l'influence de la température et de la durée de la trempe et du recuit sur la structure et les propriétés physico-mécaniques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 110–119

CD 621.983.3 : 621.975

Gamaliel Mihet: **L'emboutissage des fonds à parois minces aux presses hydrauliques à forger.**

On décrit dans ce travail la méthode et l'outillage employés pour obtenir l'emboutissage des fonds minces, nécessaires à l'industrie chimique. L'emboutissage se fait à la presse hydraulique à forger, dans des matrices ouvertes équipées d'un appareil rigide de pression. La méthode décrite peut être employée dans le cas d'une production individuelle et de petite série.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 119— 122

CD 621.741 : 338.062.4–43 : 338.062.225

Codrat Vincenţ: **Contributions au problème de l'économie de métal dans les fonderies.**

On y présente les indices et les paramètres principaux, ainsi que leurs relations mutuelles et qui caractérisent la circulation du métal dans les fonderies. Les auteurs réalisent ces indices en vue d'obtenir des économies de métal et la baisse des prix de revient des pièces fondues. On indique l'influence des divers facteurs sur les principaux indices (technologie de l'élaboration de la fonte, du nettoyage etc).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 122—129

De l'expérience des usines et des laboratoires

123—137

Construction de machines

CD 625.282.843.–6 : 621.436–71

Ion Nan: **Aspects nouveaux aux installations de refroidissement de la traction Diesel sur les voies ferrées.**

Dans cet article on indique les conditions que doivent remplir les installations modernes de refroidissement. On y décrit les divers systèmes d'entraînement des ventilateurs et de réglage de la température de l'eau à la sortie du moteur, pour réduire la puissance consommée par les ventilateurs et pour assurer une température de l'eau approximativement constante, îndépendamment de la charge du moteur et de la température du milieu ambiant. On y décrit aussi certains aspects constructifs, ainsi que le système de protection pour augmenter la sûreté de l'exploitation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 137—149

CD 669.018.24 : 621.893

Alexandru Nica: **Méthode pour établir les propriétés fonctionelles des matériaux des paliers et son application dans le cas des alliages de remplacement zinc-aluminium.**

On présente une méthode et une installation experimentale nécessaire à la determination des propriétés fonctionnelles des matériaux antifriction dans des conditions actuelles de travail, pour une longue échelle de charges et de vitesses. On établit ainsi la pression moyenne dans les paliers p , le produit de p . par la vitesse de travail, le débit du lubrifiant et le moment de friction aux diverses températures de fonctionnement du palier expérimental.

On présente aussi une installation expérimentale pour préciser l'usure des matériaux antifriction. Comme exemple d'application de cette méthode on présente les propriétés fonctionnelles de certains alliages zinc-aluminiu ($ZnAl_{10}$ — $Zn\ Al_{25}Cu_{15}$ et $ZnAl_{30}Cu_{1,7}$) comparées aux propriétés de certains matériaux de paliers consacrés (B_ZT et B_{Z3} Zn T).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 149—159

CD 721.753.1 : 621

Ion Lăzărescu: **Détermination de la gandeur de la tolérance d'exécution des outils et l'emplacement de leur champ des tolérances en fonction de la grandeur et du champ des tolérances de la pièce.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 159— 164

Pour le jeune ingénieur

Petre Sima et *Nicolae Roşu*: **Le calcul de résistance des pièces sollicitées à la torsion aux hautes températures.**

Dans l'article on présente le calcul des pièces sollicitées à la torsion en régime de fluage stabilisant. On donne les calculs pour les barres à section annulaire et pour une barre à section rectangulaire étroite (profils à parois minces).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 164—170

CD 621.64 : 665.5

Constantin D. Mihăescu: **Dispostif pour la fermeture automatique des conduites d'alimentation des réservoirs de liquides.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 170—173

De l'expérience des usines et des laboratoires

CD 621.91.07.014.4

Gherman Drăghici: **Appareil à mesurer la grandeur de la déformation thermique et de l'usure sur la face de pose du couteau.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 173–175

La protection du travail

CD 621.923–783. : 614.8

Nicolaie Dumitriu: **Dispositifs de protection aux polisseurs.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) 175—178

Documentation 179–185
Compte-rendu 186–187
Chronique 188–189
Informations 189–190
Plan thématique pour l'année 1962 190–192

CONTENTS

Metallurgy

DC 669.18.013.5 (S)

Nicolaie Kraft : **The stage of steel production in the U.S.S.R. and its development prospects.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 97—100

DC 669.162.2.001.6

Petre Petrescu and *Constantin Roşca* : **Technical progress in designing blast furnaces.**

This paper presents the main technical solutions connected with the design of new furnaces in our country. The designs involve the use of a high gas pressure at the furnace neck together with a high wind temperature and a high natural gas discharge. An extensive mechanization of the operations is being considered.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 100—104

DC 621.318.2—492.2 : 620.179.141 : 631.9

Alexandru Domşa, Liviu Botha and *Atila Palfalvi*. **A contribution to the elaborating of magnetic powders, utilizable in the field of agriculture.**

A detailed analysis is made of the principal methods of obtaining the magnetic powders as well as the optimum characteristics expected from the powers conected with agricultural technics. The use of the technological procedure elaborated by the authors is suggested. This procedure presents optimum physical and mechanical characteristics and a low cost price.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 104—110

DC 669.131.621 : 621.785

Constantin Wanyorek : **Studying the possibilities of improving the mechanical properties of normal gray pig irons by means of tempering treatment.**

This paper contains an experimental study concerning the improvement of the physical and mechanical properties of the hypoeutectic and eutectic cast iron by means of thermal hardening and tempering treatments. The influence is shown of the temperature and of the duration of maintenance at hardening and tempering on the structure and the physical and mechanical properties.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 110—119

DC 621.983.3 : 621.975

Gamaliel Mihet : **Dishing of thin-walled bottoms in the forging hydraulic presses.**

This paper describes the method and equipment used to obtain the dishing of these bottoms requisite for the chemical industry. The dishing is performed by means of forging hydraulic presses in open moulds designed with a rigid pressing device. The method described can be used in the case of the individual and small serial production.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 119—122

DC 621.741 : 338.062.4—43 : 338.062.225

Codrat Vincenz : **A contribution to the problem of metal saving in foundries.**

The main indexes and parameters are being presented as well as their interrelations characterizing the metal circulation in foundries. These indexes are meant to achieve metal savings and to cut down the cost price of cast pieces. The influence of the different factors (elaborating, casting, cleaning technology etc.) on the main indexes is pointed out.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 122—129

From the experiences of our works and laboratories 129—136

Machine building

DC 625.282—843.6 : 621.426—71

Ion Nan : **Some new aspects concerning the cooling equipment of the railway Diesel traction.**

The author indicates the conditions to be met by the modern cooling equipment. He describes different systems of driving the fans and regulating the temperature of water emerging from the motor. These systems are meant to reduce the power consumed by the fans and to ensure an approximately constant water temperature irrespective of the motor load and ambient conditions. Some constructive aspects are also described as well as the protection system meant to increase the exploitation safety.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2. pag. 137—149

DC 669.018.24 : 621.893

Alexandru Nica : **A method of establishing the functional properties of the bearing materials and its use in the case of substitute zinc-aluminium alloys.**

One presents the method and experimental equipment necessary to determine the functional properties of the antifriction materials under real working conditions for a wide range of loads and speeds. The mean pressure in the bearing p_m, the product between p_m and the working speed, the lubricant discharge and the friction moment are being established for various working temperatures of the experimental bearing.

A description is also given of an experimental installation for determining the wear and tear of antifriction materials.

To illustrate this method by a practical example one presents the functional properties of some zinc-aluminium alloys ($Zn\,Al_{10}Cu_5$, $Zn\,Al_{25}Cu_{1,5}$and $Zn.Al_{30}Cu_{1,7}$) compared to those of some well-known bearing materials (Z14T and BzGnT).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 149—159

DC 621.753.1 : 621

Ion Lăzărescu : **Determining the magnitude of the execution tolerance in tools and placing their tolerance field according to the magnitude and tolerance field of pieces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 159—164

For young engineers

DC 539.376 : 539.414.012

Petre Sima and *Nicolaie Roşu* : **The resistance calculus of pieces undergoing torsion stresses in stabilized creeping regimen.**

The calculus concerns the rods with ring-shape section and those with narrow rectangular section (profiles with thin walls).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 1, pag. 164—170

DC 621.64 : 665.5

Constantin D. Mihăescu : **A device for the automatic closing of the feeding conduit of recipients for liquid.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 170—173

From the experience of our works and laboratories.

DC 621.91.07.014.4

Gherman Drăghici : **An apparatus for measuring the magnitude of the thermic deformation and of the wear and tear on the fixing face of the tool.**

Metalurgia şi C9nstrucţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 174—175

Labour protection

DC 621.923—783 : 614.8

Nicolaie Dumitriu : **Protection devices in grinders.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 2 pag. 175—178

Documentation 179—185

Reviews 186—187

Chronicle 188—189

News 189—190

The plan of themes for 1962 190—192

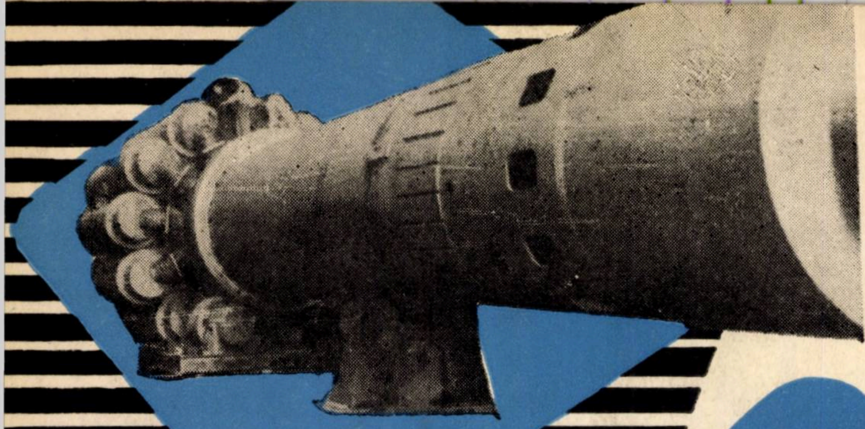
MŰSZAKI KÖ
1883

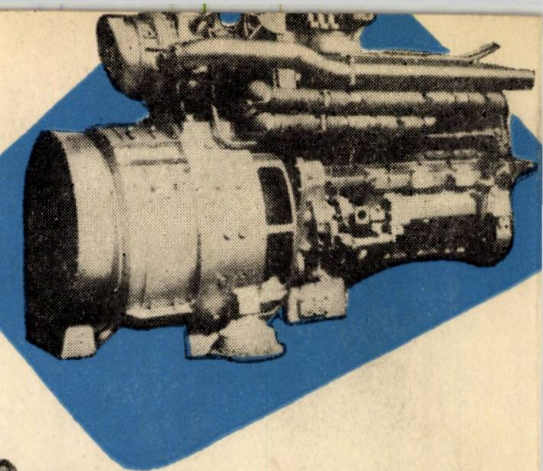
INTREPRINDEREA METALURGICA de UTILAJE
MEDGIDIA

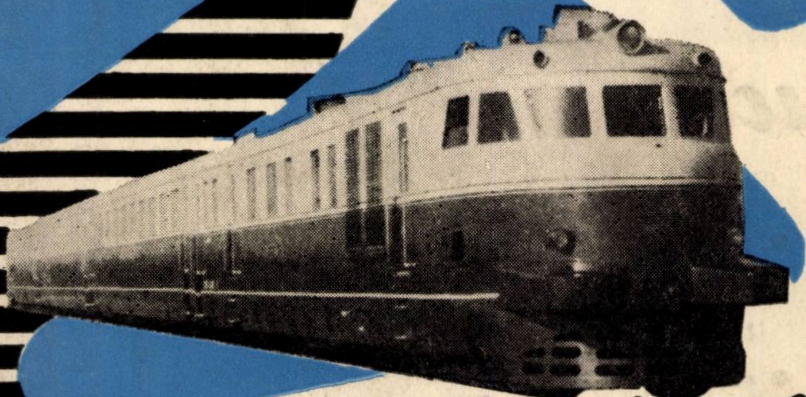
produce:

- piese turnate din oțel pînă la 1000 kg
- piese forjate în matrițe și la liber pînă la 30 kg
- roți dințate, axe canelate
- subansamblele complete și piese de schimb pentru reductoare de turație și diferențiale de excavator de 0,3 m^3
- remorci auto cu frînă mecanică – capacitate 3 t – viteză maximă de deplasare 40 km/h; frînare mecanică pe roțile din față prin inerție
- remorci auto cu frînă pneumatică – capacitate 3 t – viteză maximă de deplasare 40 km/h; frînare pneumatică, prin depresiune în conducta principală la frîna pe toate patru roți.

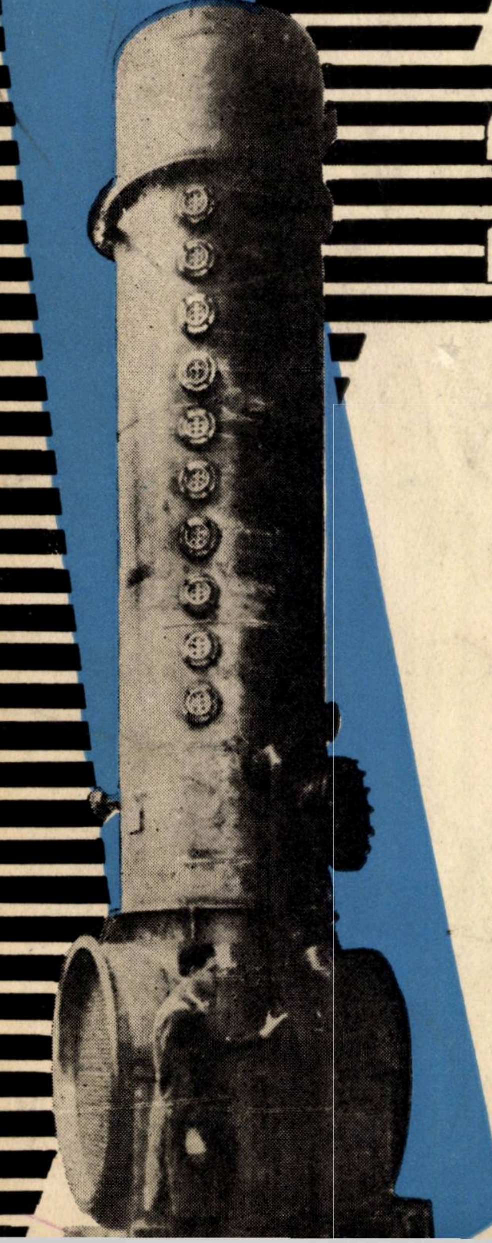
IMUM







Uzinele
23 AUGUST
București



EXECUTĂ:

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.

E 1451

R

REFERALVA

KAT

metalurgia și construcția de mașini

3

DIN CUPRINS:

ALEXANDRU CHIȘU, V. FUFEZAN, M. POPA și S. POP: Contribuții cu privire la mărirea durabilității podurilor și lingotierelor în exploatare.
NICOLAIE ȘERBAN: Confecționarea modelelor de turnătorie din rășini epoxidice.
CORNEL GLAVA, GABRIEL ROSENTHAL și ANDREI RADU: Considerații asupra unor băi de săruri din substanțe indigene pentru tratamente termo-chimice și termice.
LIVIU MORARU: Determinarea relației optime între principalii parametri de exploatare a cubiloului cu ajutorul diagramei C.A.A.T.
ION POPESCU: Unele probleme privind tratarea defectărilor diferențialului automobilelor.
HENRI HOLBAN: Utilizarea în tracțiunea feroviară a turbotransmisiilor cu și fără ambreiaje hidraulice.
AUREL OPREAN: Contribuții la studiul și construcția variatoarelor hidraulice de turații.
ALEXANDRU SELEȘTEANU: Cîteva aplicații ale studiilor tehnico-economice în domeniul construcțiilor de mașini.
VICTOR TURCU: Elementele geometrice ale desfășuratei fundurilor bombate pentru recipientele sub presiune.
GHEORGHE BUZDUGAN: Măsurarea vibrațiilor mecanice.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 3 ★ martie 1962

solex

Produse chimice

Pigmenți anorganici, sub formă de pulbere albă amorfă

Oxid de zinc calitatea I

Bioxid de staniu

Litopon

PRODUSE METALURGICE

1 Aliaje antifricțiune. Compoziție Y.Pb 98% — Bahnmetall; aliaj antifricțiune utilizat la cuzineții de vagonete, vagoane de cale ferată (marfă și persoane) și pentru axe cu 300—400 rot/min.

— Compoziția Y.Sn 10% — Weissmetall se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, la biele și osii de locomotive cu viteză mare.

— Compoziție Y.Sn 83% se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, turbine de abur, turbo-compresoare, motoare Diesel cu viteză mare, electromotoare etc.

2. Aliaje tipografice, folosite în industria tipografică pentru turnarea materialului tipografic :

Monotip — aliaje pentru mașinile de cules monotip.

Linotip — aliaje pentru mașinile de cules linotip.

Stereotipie — aliaje pentru plăci de stereotipie.

3 Alamă turnată în blocuri — AMTO — utilizată pentru armături, piese de ornament, piese diverse.

4 Bronz cu staniu — aliaje de cupru cu staniu — servesc la turnarea lagărelor pentru mașini-unelte, organe de mașini, armături speciale, lagăre pentru material rulant, armături la presiune etc.

5 Aliaje de cositor pentru lipit utilizate la lipit plumb, alamă, cupru, lipituri la flacără în tinichigerie, lipituri pe tablă de zinc, sîrmă galvanizată, lipituri pe tablă de alamă, tablă cositorită, conductoare electrice, lipituri la contoare electrice, lipituri fine în electricitate și radiofonie.

6 Aliaje de zinc (Zamak-uri) folosite în industria constructoare de mașini pentru armături, carburatoare și ca aliaje de înlocuire.

INTRAREA TORENTULUI Nr. 4 — BUCUREȘTI

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI AL
ASOCIAȚIEI ȘTIINȚIFICE A INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR
ANUL XIV, MARTIE 1962, Nr. 3

CUPRINS

Metalurgia

Alexandru Chișu, V. Fufezan, M. Popa, S. Pop : **Contribuții cu privire la mărirea durabilității podurilor și lingotierelor în exploatare.**

Se descrie procedeul de armare a lingotierelor din fontă cu o rețea din fier-beton și factorii care influențează durabilitatea lor în exploatare.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 193–199

Nicolaie Șerban : **Confecționarea modelelor de turnătorie din rășini epoxidice.**

În articol se prezintă rezultatele obținute la noi în țară cu modelele și cutiile de miez realizate din rășină epoxidică dinox 040. Prin folosirea acestei rășini se realizează economii importante, rezultate din reducerea manoperei de prelucrare, procedeul permițînd obținerea unor modele și cutii de miez cu adaosuri de prelucrare mici.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 199–207

Cornel Glava, Gabriel Rosenthal și *Andrei Radu* : **Considerații asupra unor băi de săruri din substanțe indigene pentru tratamente termo-chimice și termice.**

Se expun rezultatele cercetărilor făcute în cadrul I.T.C.M.E., cu privire la băile de săruri cu carbură de siliciu pentru cementare, cianurare și la băile de săruri cu clorură de calciu pentru încălzirea oțelului de rulmenți.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 207–212

Liviu Moraru : **Determinarea relației optime între principalii parametri de exploatare a cubiloului cu ajutorul diagramei C.A.A.T.**

Se prezintă o nomogramă de corelații între debitul de aer insuflat, consumul specific de cocs, temperatura fontei și indicele de ardere, folosită la topirea fontei în cubilou. Se arată domeniul de aplicare a nomogramei.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 213–215

Pentru tînărul inginer

Ion Popescu : **Unele probleme privind tratarea defectărilor diferențialului automobilelor.**

În articol se prezintă factorii metalurgici și mecanici care pot produce uzura exagerată a pinioanelor diferențialului sau chiar distrugerea acestora.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, 215–219

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

Oleg Negruș : **Experimentarea instalației dr. Feichtinger pentru obținerea gazelor din metale prin metoda topirii în vid.**

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, 220–223

Construcția de mașini

Henri Holban și *Alois Wegenkittl*: **Utilizarea în tracțiunea feroviară a turbotransmisiilor cu și fără ambreiaje hidraulice.**

Se clasifică construcțiile de turbotransmisii hidraulice utilizate în tracțiunea feroviară.

Se analizează în detaliu, teoretic și din punct de vedere al exploatării, avantajele și dezavantajele turbotransmisiilor care conțin ca elemente hidraulice numai convertizoare față de cele care conțin și ambreiaje.

Se trag concluziile tehnice și economice.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 224 – 233

Aurel Oprean: **Contribuții la studiul și construcția variatoarelor hidraulice de turații.**

Articolul prezintă un studiu experimental al unei instalații hidraulice la care s-a încercat folosirea pompelor cu roți dințate ca motoare hidraulice și ca variatoare hidraulice.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 234 – 237

Alexandru Seleșteanu: **Cîteva aplicații ale studiilor tehnico-economice în domeniul construcției de mașini.**

În articol sînt analizate unele aspecte ale studiilor tehnico-economice în construcția de mașini. Între altele sînt tratate probleme de uzură fizică și morală, precum și metode de remediere a acestora. Totodată se studiază eficacitatea economică a investițiilor, făcîndu-se o comparație între centralele termice și hidroelectrice.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 237 – 239

Pentru tînărul inginer

Victor Killmann și *Nicolaie Ghircoiașiu*: **Unele criterii pentru lansarea producției pe mașini-unelte semiautomate și automate.**

În articol se expune o metodă de studiu al stării de uzură a mașinilor-unelte fundamentată din punct de vedere științific pe statistica matematică. Aplicarea metodei permite folosirea rațională a mașinilor-unelte și asigurarea calității optime a produselor, metoda constituind un criteriu obiectiv pentru lansarea fabricației.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 240 – 244

Victor Turcu: **Elementele geometrice ale desfășuratei fundurilor bombate pentru recipientele sub presiune.**

Articolul prezintă tabele numerice calculate de autor necesare în proiectarea fundurilor asamblate, bombate, ale recipientelor sub presiune.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 245—249

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

Gheorghe Buzdugan: **Măsurarea vibrațiilor mecanice.**

În articol se prezintă metodele actuale de măsurare a vibrațiilor mecanice prin metode mecanice și electrice. Se expune teoria aparatelor seismice, apoi se descriu aparatele mecanice de măsurat vibrații, iar în încheiere se enumeră captorii electrici pentru măsurarea vibrațiilor mecanice.

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, pag. 249 – 259

Protecția muncii

Victor Drobotă: **Reglarea instalațiilor de ventilare**

Metalurgia și Construcția de Mașini **14** (1962) nr. 3, 260 – 265

Documentare 266 – 274
Recenzii 274 – 275
Informații 275 – 277

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheşa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I. Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manoliu** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop**, ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roşca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, candidat în științe tehnice — redactor responsabil, ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Şerban** ; ing. **V. Şerbănescu** ; ing. **C. Ştefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**.

Revista „Metalurgia şi Construcția de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcțiilor de Maşini şi al Asociației Ştiințifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția şi casieria Bucureşti, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.84.16. Administrația : Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Revista este editată de A.S.I.T. Abonamentele se primesc la Administrația revistei, la sediile filialelor A.S.I.T. din țară, precum şi prin responsabilii cu presa din cercurile A.S.I.T. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicațiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.R.P.R. Filiala „30 Decembrie" Bucureşti.

Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr. 23—25
Bucureşti c. 562

Metalurgia

ORSZÁGOS·MŰSZAKI·KÖNYVTÁR
1963

CZ 621.744.342—412

Contribuții cu privire la mărirea durabilității podurilor și lingotierelor în exploatare

Conf. ing. ALEXANDRU CHIȘU, ing. V. FUFEZAN, ing. M. POPA și ing. S. POP
Institutul politehnic-Cluj · Întreprinderea metalurgică – Aiud

Prețul de cost al oțelului turnat în lingouri depinde în mare măsură de calitatea și durabilitatea podurilor de turnare și a lingotierelor. Ca urmare, confecționarea acestor utilaje constituie o preocupare deosebită atît pentru metalurgi cît și pentru constructorii de utilaje.

În acest sens, catedra de organe de mașini de la Institutul politehnic-Cluj, în colaborare cu Întreprinderea metalurgică din Aiud, care confecționează asemenea utilaje pentru Combinatul siderurgic Hunedoara, a întreprins cercetări în scopul îmbunătățirii acestora.

Cele mai multe lingotiere și poduri de turnare sînt scoase din uz după un număr mic de turnări, datorită tensiunilor de turnare (termice, de fază și de contracție) care se formează din cauza frînării contracției. Atunci cînd tensiunile de turnare depășesc limita de rezistență a fontei, se formează crăpături care conduc la scoaterea imediată din exploatare a lingotierelor și podurilor de turnare.

În primele momente ale turnării oțelului în lingotieră, tensiunile care se nasc în pereții lingotierei (opuse ca sens tensiunilor de turnare) cresc foarte rapid și pot conduce la crăpături longitudinale pe suprafața exterioară a lingotierei (crăpături de ordinul întîi) chiar la primele turnări.

În cursul răcirii lingotierei, în zonele interioare ale acesteia rămîn tensiuni de compresiune care sînt relativ mici, însă în cazul încălzirii și răcirii repetate și din cauză că fonta își pierde plasticitatea și rezistența, datorită creșterii sale, ele produc fisuri longitudinale pe suprafața interioară a lingotierei (crăpături de ordinul al doilea).

Creșterea fontei se datorește acțiunii gazelor oxidante care pătrund în metal de-a lungul separațiilor de grafit, oxidînd fierul și celelalte elemente însoțitoare, fapt care duce la o creștere de volum. În urma creșterii de volum și a oscilațiilor de temperatură, se produc tensiuni care duc la formarea fisurilor și crăpăturilor în lingotierele și podurile de turnare.

Preocuparea principală privind mărirea duratei de menținere în exploatare ne-a condus la ideea armării integrale, printr-o armătură din oțel moale, plasată în secțiunile solicitate la tracțiune.

Pentru rezolvarea acestei probleme și avînd în vedere că fonta este un material neomogen, mai ales în cazul acestor piese de mare volum (8—12 t/bucată), am aplicat teoria energetică care arată că crăpăturile se datoresc tensiunilor care apar în urma transformării energiei termice în energie mecanică, că apariția acestora (a crăpăturilor) corespunde momentului trecerii energiei potențiale în energie cinetică, iar ruperea se produce în porțiunea în care este cea mai mare concentrație de energie sau în porțiunea cea mai slabă.

Cum porțiunile slăbite se datoresc mai multor factori, ca : forma și repartiția neuniformă a grafitului, mărimea și repartiția neuniformă a sulfurilor, apariția neuniformă a diferitelor tensiuni, repartiția neuniformă a diferitelor incluziuni etc., care sînt foarte greu de dirijat și tot atît de greu de cuprins în calcule, s-a realizat o armare integrală sub formă de plasă, care este prezentă peste tot, deci și în porțiunile cu cea mai mare concentrație de tensiune, care preia o parte din eforturile respective și astfel durata de funcționare a acestor piese se mărește.

Primele rezultate ale acestei considerații cu caracter de principiu, aplicate în cazul particular al podurilor de turnare și al lingotierelor, au fost cele scontate, ele arătînd calea care trebuie urmată pentru realizarea de noi și importante economii.

Utilizate la turnarea lingourilor de oțel, podurile și lingotierele (fig. 1 și 2) sînt supuse unor șocuri termice puternice, datorită temperaturilor ridicate iar în afara acestora, în timpul manevrelor, prin lovire sînt supuse unor solicitări mecanice suplimentare. Apare deci evidentă necesitatea asigurării unor proprietăți mecanice ridicate ale fontei.

Prin armarea integrală cu o plasă de oțel care ia forma piesei și prin realizarea unei suduri superficiale între oțel și fontă, sistemul acționează în general ca un tot unitar, solicitările fiind preluate de către armătură și fontă.

Deosebit de importante apar tensiunile termice cauzate de diferența de temperatură dintre suprafața de lucru și aceea de așezare exterioară a lingotierelor.

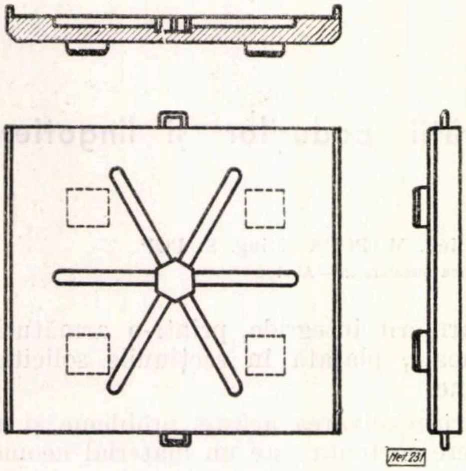


Fig. 1

Aceste tensiuni, chiar dacă nu depășesc rezistența de rupere datorită oboselii, vor produce în final fisurarea și crăparea pieselor, ceea ce înseamnă scoaterea lor din circuit după un număr oarecare de turnări.

Sensul tensiunilor este ușor de determinat deoarece elementul care-și mărește cel mai mult volumul sau lungimea devine comprimat, întrucît elementul vecin îi împiedică dilatarea. Din același motiv, elementul care se dilată mai puțin devine tensionat.

Deși rolul principal al armăturii este de a prelua eforturile pentru evitarea fisurilor și crăpăturilor, totuși folosirea ei are și alte consecințe favorabile asupra proprietăților mecanice ale fontei. Montată în secțiunile cele mai calde ale piesei, armătura îndeplinește rolul elementului de răcire, egalizînd vitezele de solidificare în ansamblul piesei și, ca urmare, întîrziind depunerea grafitului, fapt care contribuie la menținerea carbonului legat, evitîndu-se în acest fel neomogenitatea structurală a fontei. Răcirea uniformă prezintă însă și un alt aspect, acela al reducerii retasurilor. Pentru lichidarea retasurilor mari, pe secțiune și între diferite părți ale piesei, gradienții de temperatură trebuie să aibă valori minime, or armătura contribuie în mod evident la realizarea unei solidificări simultane.

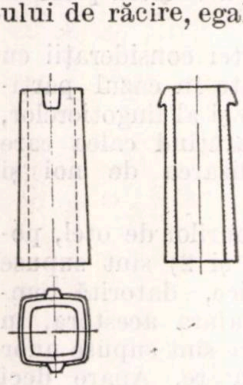


Fig. 2

Așa cum s-a arătat, atît armătura cît și fonta își manifestă reciproc influența.

Armătura se cementează pe o adîncime de circa 4—5 mm, carbonul din fontă servind ca mediu carburant, iar fonta primește o structură sorbitică în imediata apropiere a armăturii, așa cum se va vedea la analiza structurii, și astfel tinde spre un oțel eutectoid. În acest sens, proprietățile mecanice cresc de ambele părți cu circa 30—50% (în cazul pieselor de mare volum).

Armătura se confecționează din bare de oțel beton rotund, care se curăță de oxizi și alte impurități în tobe rotative cu o lungime de 4 000 mm și un diametru de 1 000 mm.

În timpul rotației tobei, pe lîngă o curățare corespunzătoare are loc și o ecruisare a barelor de oțel, rezultată de pe urma ciocnirii barelor între ele și cu peretele interior al tobei.

Conținutul de carbon al armăturii nu trebuie să depășească 0,3%.

Sudura dintre armătură și fontă se realizează dacă se răcesc împreună de la o temperatură de circa 1 200°C, fapt care se poate realiza în cazul în care fonta care se toarnă în formă are o temperatură suficient de mare, 1 300—1 400°C pentru piesele mai mici, iar pentru cele mari (ca în cazul analizat), 1 200—1 300°C.

Lingotierele pot fi scoase din exploatare fie din cauza crăpăturilor, fie din cauza arderilor superficiale. În consecință, atunci cînd se prevede scoaterea lingotierelor din cauza crăpăturilor, fonta din piese va trebui să aibă o structură perlito-feritică, a cărei plasticitate se va opune în parte fisurării și crăpării, iar atunci cînd se prevede că lingotierele vor fi scoase din cauza arsurilor superficiale, fonta din ele va trebui să aibă o structură perlitică, care are calitatea de a fi mult mai stabilă în acest sens.

Aceste două lucruri se realizează simultan prin introducerea armăturii, care, fiind plasată la mijloc, provoacă o viteză de răcire mai mare și simultană, contribuind la formarea unei structuri perlitice, despre care se știe că rezistă la arsuri de suprafață, pe de o parte, iar pe de altă parte armătura de oțel va prelua tensiunile provocate de șocurile termice, deci va îndeplini cu mai mult succes rolul pe care l-ar avea lingotiera de structură perlito-feritică, care prin calitățile ei plastice, s-ar opune crăpării.

Pentru a vedea variația structurii barelor armăturii și a fontei în imediata vecinătate a barelor, s-a fotografiat o plăcuță armată, decupată dintr-o lingotieră uzată (fig. 3), observîndu-se pe fond deschis bara de oțel de un diametru de 14 mm, care servește ca armătură, iar pe un fond închis fonta din piesa turnată.

Din plăcuța respectivă s-a făcut un șlif pentru a studia structurile diferitelor cîmpuri, atît din secțiunea barei de oțel, cît și din structura fontei din imediata apropiere a barei.

Bara fiind din oţel beton 38, are o structură predominant feritică.

Examinînd structura barei de oţel care s-a răcit o dată cu fonta turnată în lingotieră şi de asemenea şi a fontei, se constată următoarele :

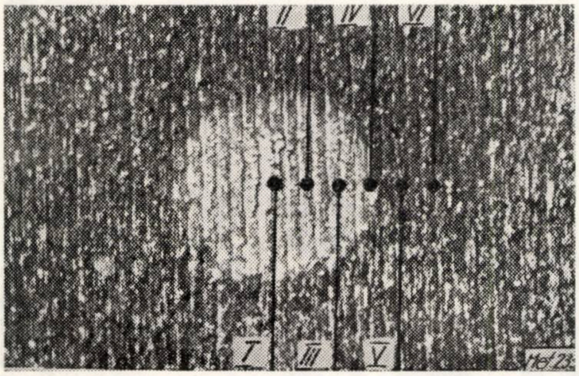


Fig. 3. Variaţia macrostructurii pe secţiunea peretelui armat al lingotierei.

a) În cîmpul *I* din centrul barei şi pe o rază aproximativ de 2 mm se constată o structură predominant feritică, aşa cum era bara iniţială, ceea ce înseamnă că în cîmpul *I* nu s-a produs nici o carburare (fig. 4).

b) În cîmpul *II*, pe o rază de circa 4 – 5 mm, se constată o structură perlito-feritică, cu tendinţă de trecere într-o structură integral perlitică, ceea ce înseamnă că în cîmpul *II* s-a produs o difuziune accentuată de carbon, şi astfel secţiunea din cîmpul *II* îşi măreşte rezistenţa (fig. 5).

c) În cîmpul *III*, pe o rază de circa 6 – 7 mm, se constată o structură perlitică cu o reţea de cementită care se intensifică spre exterior, ceea ce înseamnă că în cîmpul *III* s-a produs o difuziune şi mai mare de carbon, şi astfel secţiunea din cîmpul *III* îşi măreşte şi mai mult rezistenţa (fig. 6).

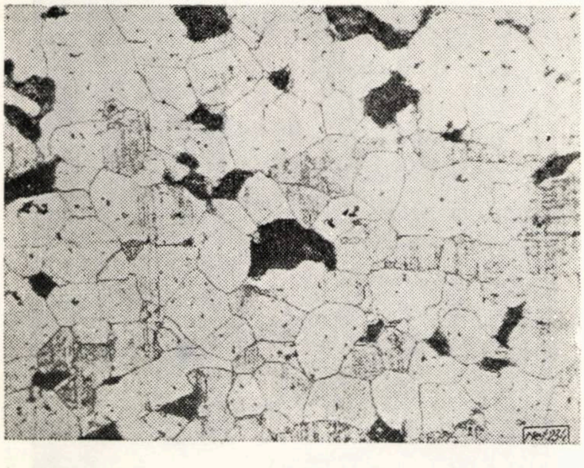


Fig. 4. Microstructura din centrul barei de oţel (*I* din fig. 3). x 300.

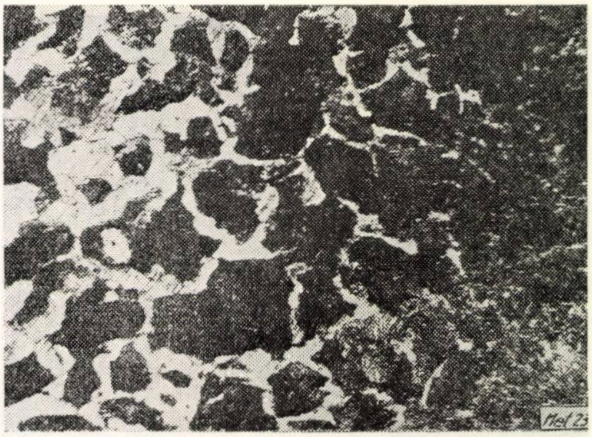


Fig. 5. Microstructura barei de oţel la o distanţă de 4 – 5 mm de centru (*II* din fig. 3). x 300.

d) În cîmpul *IV*, pe o rază de circa 7 – 9 mm, se constată o structură perlitică cu o reţea groasă de cementită la periferia barei de oţel, care constituie armătura, şi o structură perlitică în masa fontei de lîngă periferia barei, aceasta fiind mai mult asemănătoare cu un oţel eutectoid, deoarece grafitul este aproape inexistent. Se mai observă că nu există o separaţie între bară şi fontă, ceea ce indică că s-a produs o sudură între cele două părţi, şi astfel se poate trage concluzia că sistemul bară-fontă lucrează ca un tot unitar (fig. 7).

e) În cîmpul *V*, pe o rază de 10 – 11 mm de centrul barei, în masa fontei apare o structură predominant perlitică, ceea ce înseamnă că şi în această secţiune armătura de oţel îşi manifestă influenţa, şi astfel rezistenţa este mai mare (fig. 8).

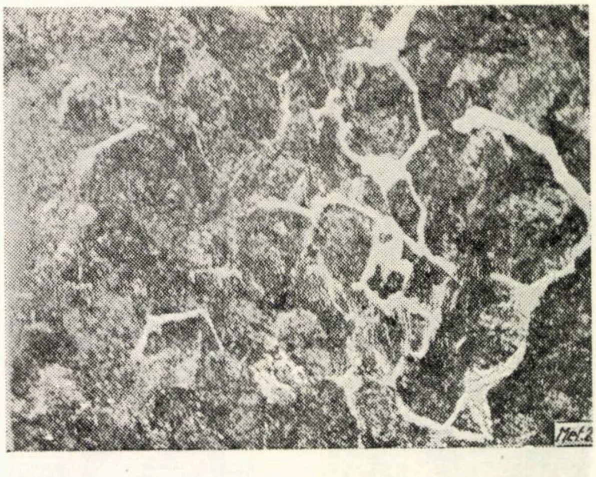


Fig. 6. Microstructura barei de oţel la o distanţă de 6 – 7 mm de centru (*III* din fig. 3). x 300.

f) Pe o rază la o distanță de peste 12 mm de centrul barei predomină structura perlito-feritică, ferita fiind în jurul incluziunilor de grafit, ceea ce înseamnă o bună rezistență la arsuri și aceasta ca urmare, în bună parte, a influenței armăturii de oțel, care provoacă o viteză de răcire ridicată (fig. 9).

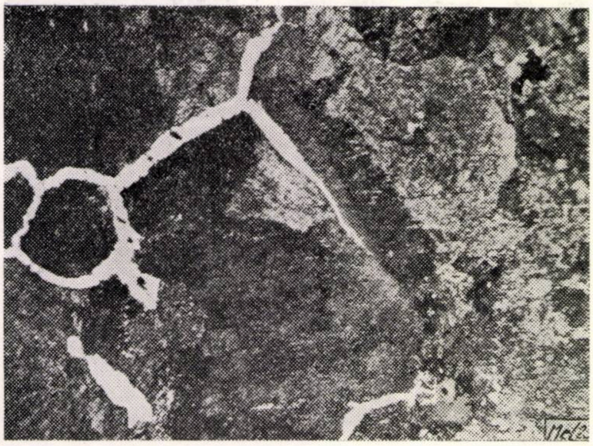


Fig. 7. Microstructura barei de oțel la o distanță de 7—9 mm de centru (*IV* din fig. 3). x 300.

Așa cum s-a mai arătat, armătura este formată din mai multe bare de oțel în formă de plasă plană, pentru podurile de turnare, sudate între ele, avînd ochiul pătrat cu latura de circa 100—200 mm.

Dimensiunile plasei, așezarea barelor și sudarea lor sînt în continuă perfecționare, aceasta fiind funcție, în final, de mărirea durabilității pieselor în exploatare.

Plasa care constituie armătura pentru poduri, dat fiind existența picioarelor podului, se execută după un șablon, fapt care permite așezarea în bune condiții, fără a stingheri amplasarea picioarelor podului. Plasa este așezată pe niște picioare de sîrmă sudate, iar la partea superioară se sudează normal pe planul armăturii niște furci care depășesc planul superior al podului cu 200—300 mm și sînt confecționate din OL 38 rotunde, cu un diametru de 20—25 mm ; ele vor susține greutățile respective, pentru a împiedica ridicarea armăturii de către fonta lichidă în timpul turnării podului (fig. 10).

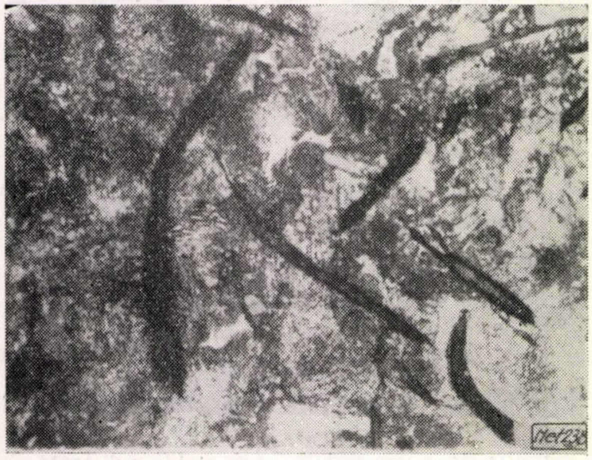


Fig. 8. Microstructura fontei la o distanță de 10—11 mm de centrul barei de oțel (*V* din fig. 3). x 300.

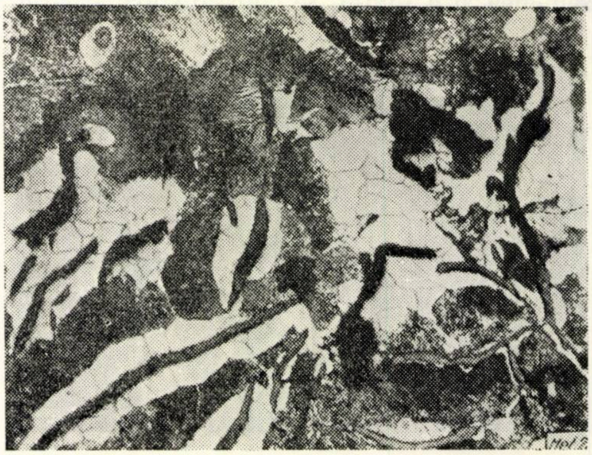


Fig. 9. Microstructura fontei la o distanță de peste 12 mm de centrul barei de oțel (*VI* din fig. 3). x 300.

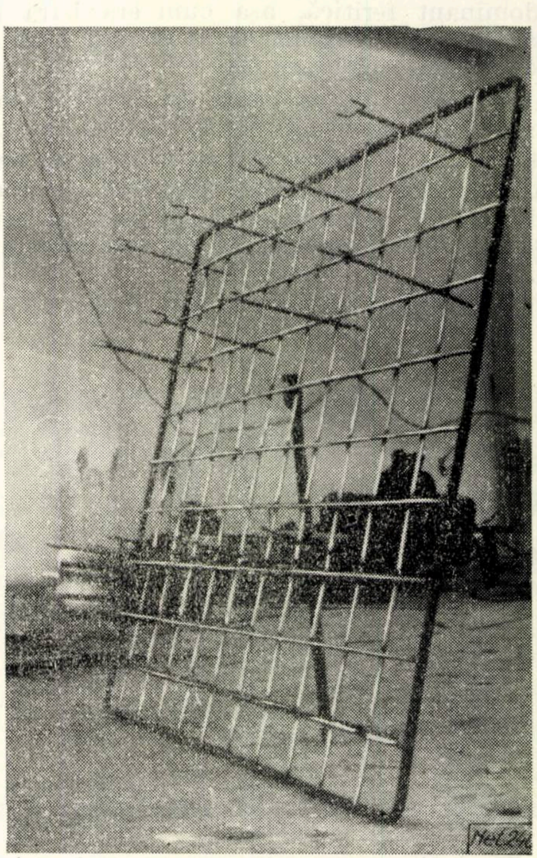


Fig. 10. Armătura în formă de plasă plană pentru podurile de turnare.

Armătura lingotierei, avînd forma piesei, se confecționează din bare de oțel beton rotunde, sudate între ele, avînd suprafețele laterale în formă de plasă, constituind în final aceeași formă geometrică ca și a lingotierei. Ochiul plasei este de circa 100—200 mm. Se menționează faptul că armătura se perfecționează în mod continuu, pe măsură ce se cuprind în calcule toți parametrii care intervin în exploatare în scopul măririi durabilității lingotierelor în exploatare (fig. 11).

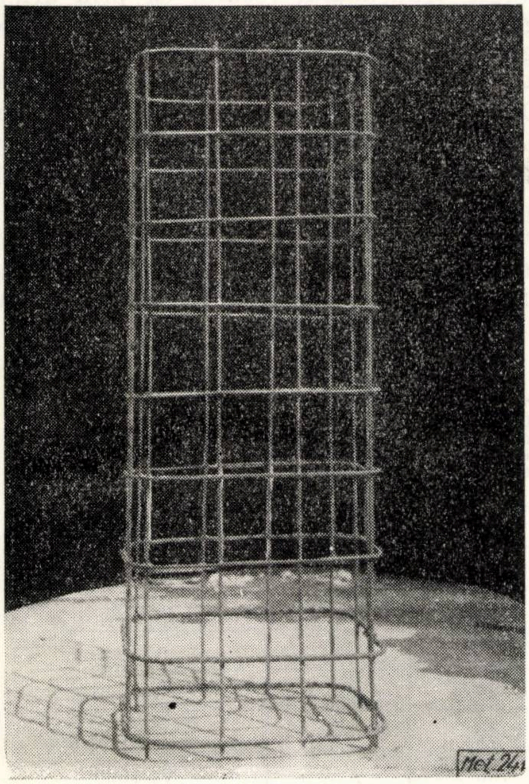


Fig. 11. Armătura în formă de plasă pentru lingotiere.

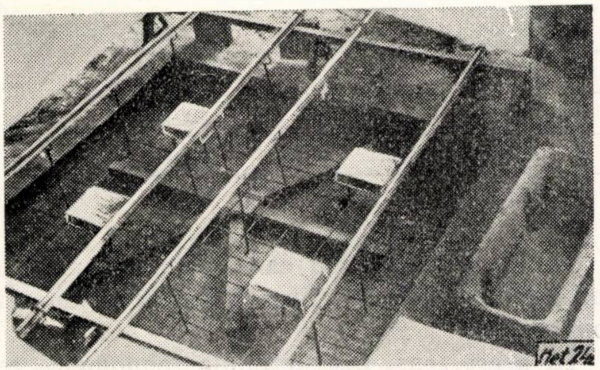


Fig. 12. Sistemul de asigurare a poziției armăturii în timpul turnării podurilor.

Înainte de turnare se face îngreunarea armăturii, în care scop se așază patru șine în furcile barelor sudate, care se sprijină în același timp pe două capre așezate transversal la cele două capete ale podului, după care se face turnarea, conform datelor din literatura de specialitate (fig. 12).

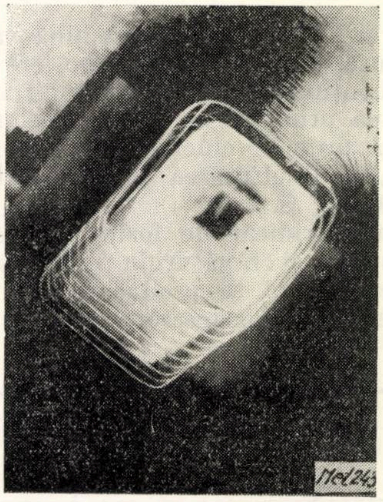


Fig. 13. Fixarea armăturii la turnarea unei lingotiere.

Armătura lingotierei se montează în formă în modul arătat mai jos.

Se montează forma și miezul bine centrat fără armătură, aruncîndu-se praf de talc pentru controlul grosimii pereților de jos. Apoi se scoate forma și se așază armătura de oțel pe locul indicat de praful de talc (fig. 13).

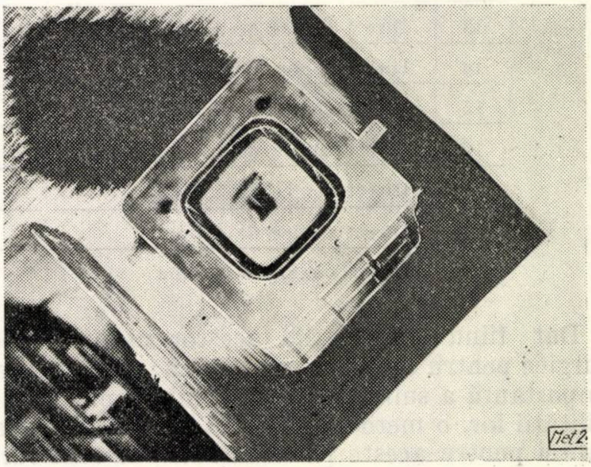


Fig. 14. Montarea formei.

După ce armătura este fixată bine și centrată, se pune și forma propriu-zisă, astfel că rămîne de așezat doar capacul, care fixează bine armătura și bazinul de turnare (fig. 14).

Prescripţiile prevăd ca fonta lichidă care se toarnă în poduri şi lingotiere să aibă următoarea compoziţie chimică:

C total minim – 3,20%; Si – 1,3–2,0%; Mn – 0,4–1,0%; P maxim – 0,25%; S maxim – 0,08%.

Sulful şi fosforul trebuie să aibă valorile cît mai scăzute, deoarece acele lingotiere şi poduri care au conţinuturi ridicate de sulf în general crapă după prima turnare sau, în cel mai fericit caz, după primele cinci turnări. De aceea se propune ca desulfurarea să se execute chiar pînă la 0,04% S.

Conţinutul ridicat de fosfor poate da naştere la fisurări şi crăpături în timpul manevrării lingotierelor, cînd se produc şocuri mecanice din cauza loviturilor acestor piese.

au fost confecţionate la Întreprinderea metalurgică din Aiud, în urma colaborării acesteia cu Institutul politehnic-Cluj.

După datele primite de la Combinatul siderurgic Hunedoara, rezultă că prin armarea lingotierelor livrate de Intreprinderea metalurgică din Aiud s-a mărit durabilitatea lor medie în exploatare cu circa 50–60% (tabela 1).

Din tabela 1 reiese clar eficacitatea armării la cele 550 bucăţi lingotiere direct conice, urmărite în exploatare la Combinatul siderurgic Hunedoara, pe o perioadă de un an de zile.

Compararea durabilităţii lingotierelor armate cu a celor nearmate a fost posibilă doar pentru lunile *III*, *IV* şi *V*, în care ieşeau din uz ultimele lingotiere nearmate.

Tabela 1

Nr. crt	Felul lingotierelor	Numărul de lingotiere scoase din uz, bucăţi	Durabilitatea medie a lingotierelor armate, în număr de turnări	Durabilitatea medie a lingotierelor nearmate, în număr de turnări	Luna şi anul
1	Direct conice de 4 tone	33	—	53,8	III/1960
2	Direct conice de 4 tone	22	—	61,8	IV/1960
3	Direct conice de 4 tone	16	75.5	—	IV/1960
4	Direct conice de 4 tone	24	—	63,5	V/1960
5	Direct conice de 4 tone	26	99	—	V/1960
6	Direct conice de 7 tone	12	82	—	V/1960
7	Direct conice de 4 tone	31	100	—	VI/1960
8	Direct conice de 7 tone	17	102	—	VI/1960
9	Direct conice de 7 tone	19	99,6	—	VII/1960
10	Direct conice de 4 tone	28	112	—	VII/1960
11	Direct conice de 4 tone	28	121,17	—	VIII/1960
12	Direct conice de 7 tone	23	85,3	—	VIII/1960
13	Direct conice de 4 tone	38	85	—	X/1960
14	Direct conice de 7 tone	16	101,2	—	X/1960
15	Direct conice de 4 tone	42	87.85	—	XI/1960
16	Direct conice de 4 tone	32	81,5	—	XII/1960
17	Direct conice de 4 tone	52	90.9	—	I/1961
18	Direct conice de 4 tone	37	103,8	—	III/1961
19	Direct conice de 4 tone	53	104,5	—	IV/1961

Dat fiind importanţa acestor utilaje siderurgice pentru economia naţională şi influenţa importantă a sulfului şi fosforului asupra durabilităţii lor, o metodă adecvată ar fi elaborarea fontei pentru aceste piese exclusiv în cubilouri bazice, unde se pot elabora fonte desulfurate, fapt care, împreună cu armarea, ar mări considerabil durata în exploatare a utilajelor şi ar reduce mai mult preţul de cost al oţelului turnat în lingouri.

Lingotierele şi podurile de turnare experimentate la Combinatul siderurgic Hunedoara

Un factor important care contribuie mult la mărirea durabilităţii lingotierelor este detensionarea lor.

În acest sens, instrucţiunile tehnologice recomandă o detensionare naturală de minimum 90 de zile.

Urmărind în exploatare o serie de lingotiere invers conice, care au stat un anumit număr de zile sub cerul liber pentru detensionare, se constată durabilităţile acestora în diagrama din figura 15.

Urmărind diagrama din figura 15 se observă – cu unele excepții – o creștere a durabilității lingotierelor invers conice cu creșterea numărului de zile de detensionare naturală.

Existența abaterilor se datorește unor deficiențe provenite fie din tehnologia confecționării lingotierelor, fie din tehnologia de exploatare a acestora.

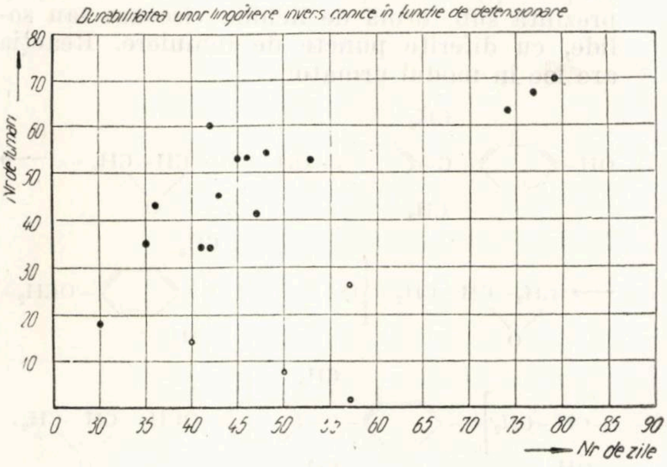


Fig. 15

În acest sens se pot face unele recomandări :

— la descărcare și încărcare lingotierele să nu fie lovite și aruncate una peste alta ;

— înainte de turnarea oțelului, fiecare lingotieră să fie încălzită conform normelor (cu flacără directă) ;

— să se gudroneze interiorul lingotierelor conform normelor ;

— să se lucreze cu atenție la transportul lor cu macaraua, pentru a nu se ciocni între ele sau de alte instalații ;

— la stripare și curățire să nu se utilizeze metoda izbirii de la înălțime etc.

Deoarece conținutul de fosfor și sulf este încă destul de ridicat, dacă nu se vor respecta recomandările de mai sus procentul de crăpături va crește.

De asemenea, se recomandă cu toată insistența ca marile combinate, precum și toate fabricile și uzinele care toarnă oțel în lingotiere să respecte cu cea mai mare strictețe detensionarea naturală recomandată : staționarea lingotierelor și a podurilor timp de 90 de zile sub cerul liber, pentru a contribui și sub această formă la mărirea durabilității acestor piese.

Prin creșterea durabilității cu 50–60%, doar pentru lingotierele direct conice confecționate de Întreprinderea metalurgică din Aiud pentru Combinatul siderurgic Hunedoara în anul 1960, economiile se ridică la suma de peste 9 milioane lei.

O dată cu extinderea și generalizarea acestei metode, economiile realizate vor fi mai mari, și astfel prețul de cost al oțelului lingou turnat va scădea, fapt care va contribui la reducerea prețului de cost al agregatelor și mașinilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ghirșovici N. G. *Turnarea fontei*, București, Editura tehnică, 1952.

[2] *Fonta armată*, București, Editura tehnică, 1955.

CZ 621.725.29 :678.643,42.5

Confecționarea modelelor de turnătorie din rășini epoxidice

Ing. NICOLAIE ȘERBAN
I.T.C.M.E.

În ultimul timp, materialele plastice se utilizează pe scară din ce în ce mai largă în cele mai variate domenii industriale. Aceste materiale permit înlocuirea parțială a metalelor în confecționarea unor piese (roți dințate, lagăre de alunecare, dispozitive, șabloane, calibre, modele pentru turnătorie, matrițe pentru ambutisări la rece etc.). Industria materialelor plastice, în momentul de față, tinde să ocupe un loc important în economia națională a tuturor țărilor. Astfel, în anul 1959 producția mondială de materiale plastice a fost de circa 3,5 milioane m³, față de producția de oțel de circa 55 milioane m³, reprezentînd deci un procent de 6,4% [1].

Folosirea modelelor de turnătorie și a cutiilor de miez confecționate din mase plastice prezintă un interes deosebit în fabricația de serie și mai ales în fabricațiile la care tipurile de mașini se schimbă des (de la an la an), cum ar fi în industria automobilelor, aeronautică etc.

Modelele și cutiile de miez confecționate din rășini epoxidice prezintă următoarele avantaje :

— modelele se pot reproduce cu multă ușurință după modele confecționate din lemn, metal sau ipsos, considerate ca modele de referință ;

— timpul de confecționare este foarte mic ;

— deoarece configurația aproape definitivă a modelelor și a cutiilor de miez, rezultată din turnare, nu mai necesită decît operații sumare de finisare, conduce la economie de timp, la reducerea prețului de cost și la creșterea productivității muncii [2], [3], [4];

— repararea defectelor care apar la modele și cutii de miez în exploatare se poate face cu ușurință, într-un timp scurt și cu manoperă redusă [3];

— este asigurată stabilitatea dimensională a modelelor și cutiilor de miez în timpul exploatării și depozitării;

— durabilitate mare în exploatare; astfel, după o placă de model confecționată din rășini epoxidice s-au format 40 000 forme, fără să fi devenit vizibilă vreo deteriorare a modelelor [4], [5]; într-un alt caz s-a constatat că, după patru ani de exploatare, modelele sînt încă în stare bună de funcționare [6].

Dintre materialele plastice care se pretează la confecționarea modelelor și cutiilor de miez cităm: rășinile fenol-formaldehidice, de etilceluloză, poliesteri nesaturați și rășinile epoxidice [7], [8]. S-a constatat că modelele confecționate din poliesteri nesaturați, armați cu țesătură de sticlă, nu au rigiditate suficientă, se deformează sau crapă, iar marginile se rup ușor [9]. Rășinile fenolice se prelucrează mai greu decît cele epoxidice [10], fapt pentru care astăzi este unanim recunoscută superioritatea rășinilor epoxidice față de celelalte rășini menționate. Aceasta se datorește proprietăților lor deosebite, și anume:

— o întărire fără presiune și fără degajare de substanțe volatile;

— o contracție foarte mică la întărire (maximum 2%);

— o adeziune mare pe cele mai variate materiale (lemn, sticlă, metale etc.) [11];

— inexistența acțiunii corosive asupra metalelor;

— o multiplă posibilitate de utilizare a rășinii epoxidice, atît ca adeziv, cît și ca rășină de turnare.

Utilizarea modelelor și a cutiilor de miez confecționate din rășini epoxidice prezintă și unele dezavantaje;

— preț de cost relativ ridicat;

— stabilitate mică la căldură; astfel, la temperaturi mai ridicate, rășinile epoxidice nu posedă proprietăți mecanice (peste 150—180°C, practic, modelele și cutiile de miez nu se mai pot utiliza);

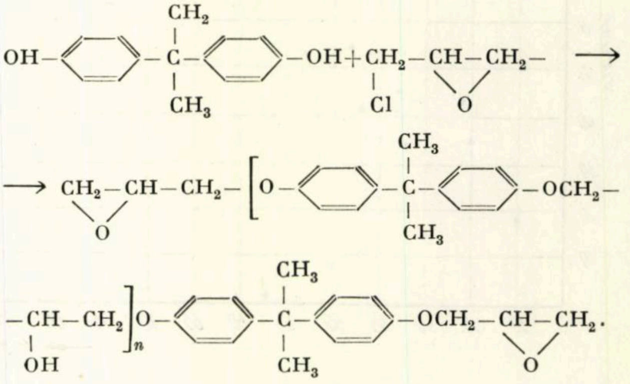
— fragilitate mai ridicată a modelelor și cutiilor de miez, față de modelele și cutiile de miez metalice, ceea ce solicită o manipulare și o depozitare mai îngrijită;

— toxicitate avansată a întăritorului.

Aceste dezavantaje, a căror înlăturare a preocupat în mod deosebit pe specialiști în ultimul timp, nu au împiedicat totuși ca rășinile epoxidice să ocupe primul loc în confecționarea modelelor și cutiilor de miez.

Înainte de a prezenta metoda de lucru privind confecționarea modelelor și cutiilor de miez din rășini epoxidice, facem o scurtă prezentare a materialelor folosite pentru turnarea modelelor.

După cum se știe, rășinile epoxidice rezultă din policondensarea epiclorhidrinei cu difenolpropan, și, în funcție de condițiile de lucru, se prezintă sub formă de lichide vîscoase sau solide, cu diferite puncte de înmuiere. Reacția are loc în modul următor:

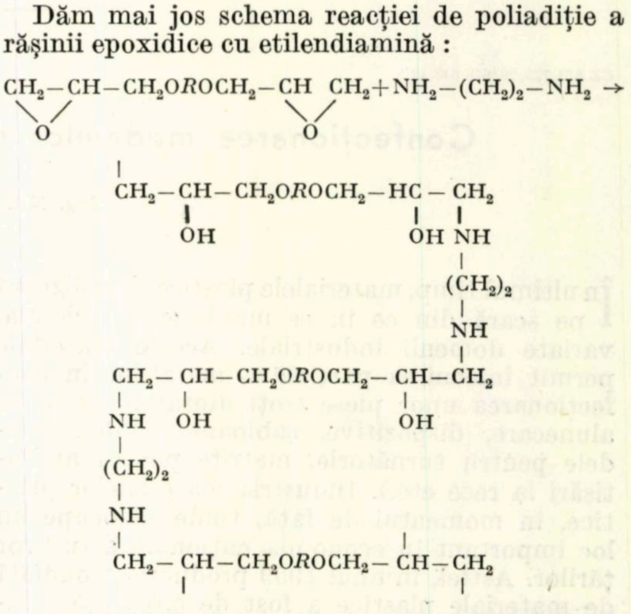


Aceste macromolecule liniare, terminate cu grupe epoxidice și avînd de-a lungul moleculei grupe hidroxilice, pot trece în formă tridimensională, printr-o reacție de poliadiție cu substanțe care se numesc agenți de întărire. În acest fel se obține forma finită a rășinii, practic insolubilă, care posedă proprietăți mecanice și chimice foarte bune.

Procesul de întărire a rășinii epoxidice la rece are loc prin utilizarea aminelor ca agenți de întărire.

Aminele folosite curent sînt: etilendiamina, dietilentriamina, trietilentetriamina etc.

Dăm mai jos schema reacției de poliadiție a rășinii epoxidice cu etilendiamină:



Proprietățile fizico-chimice ale rășinii întărite se pot modifica prin adaos de umpluturi și țesături.

Experienţele efectuate

Pentru descrierea metodei de confecţionare a modelelor, trebuie să se ţină seamă de materialele utilizate şi de tehnologia de confecţionare a modelelor şi cutiilor de miez.

Materialele utilizate la confecţionarea modelelor şi cutiilor de miez, după procedeul cu întărire la rece, sînt următoarele :

- Materialul plastic: răşină epoxi dinox 040
- Întăritor: etilendiamină
- Plastifiant: dibutilftalat
- Agenţi de desprindere: unsoare de silicon, lac de silicon
- Solvenţi: tetraclorură de carbon, acetonă
- Umpluturi: pulbere de fier şi aluminiu, porţelan, nisip etc.
- Armături: ţesături de fier, sticlă, relon, bumbac etc.

Aceste materiale trebuie să corespundă unor anumite condiţii tehnice.

Răşina epoxidică dinox 040 este un lichid vîscos, de culoare galben-brună. Răşina se caracterizează prin punct de înmuiere echivalent epoxi. Punctul de înmuiere se determină prin metoda inel cu bilă, conform STAS 60/1951.

Pentru răşina epoxidică dinox 040, punctul de înmuiere este de 20°C.

Etilendiamina – întăritor – este un lichid cu indicele de refracţie $n_D^{20} = 1{,}4432-1{,}4468$ şi densitatea $d_{20} = 0{,}907-0{,}937$.

Dibutilftalatul – plastifiant – este un lichid cu punct de fierbere de 212–215°C.

Umpluturile : granulaţia lor este cuprinsă între 0,06–0,1 mm.

Înainte de utilizare, pulberile vor fi degresate şi uscate.

Armăturile trebuie să fie uscate şi să nu conţină grăsimi.

Pentru a se stabili caracteristicile fizico-chimice ale răşinii epoxidice dinox 040, fabricate la noi în ţară, s-au făcut determinări în laborator. În acest sens s-au confecţionat epruvete din amestec de răşină simplă cu diverse adaosuri de umpluturi şi ţesături.

Compoziţia amestecurilor de turnare şi caracteristicile fizico-chimice obţinute în laborator sînt arătate în tabelele 1, 2 şi 3.

Tabela 1

Proprietăţile fizico-mecanice ale răşinii epoxidice dinox 040 întărită la rece

Numărul amestecului	Greutatea specifică, g/cm³	Duritatea kgf/cm²	Rezistenţa la şoc, kgf cm/cm²	Rezistenţa la compresiune kgf/cm²	Rezistenţa la încovoiere, kgf/cm²	Modulul de elasticitate, kgf/cm²	Rezistenţa la abraziune, cm³/cm²	Contracţia %	Absorbţia apă: după 16 zile la 20°C, %	Absorbţia apă: după o oră la 100°C, %	Stabilitatea termică: Vicat, °C	Stabilitatea termică: Martens, °C
1	1,15	1 320	7,1	920	807	46 000	0,009	0,1	0,24	1,2	86	49
2	1,15	1 270	4,4	970	835	49 000	0,020	0,1	0,34	1,3	80	46
3	1,15	930	5,6	711	775	35 000	0,020	0,1	0,71	1,4	65	42

Compoziţia amestecurilor

1 – 100 g R + 10 g I + 0 g P;
2 – 100 g R + 10 g I + 10 g P;
3 – 100 g R + 10 g I + 20 g P,

unde :

R reprezintă răşină epoxidică dinox 040 ; I – întăritor (etilendiamină) ; P – plastifiant (dibutilftalat).

Întărirea s-a făcut în timp de 24 de ore, la temperatura ambiantă, urmată fiind de un tratament termic de trei ore la 80°C.

Tabela 2

Proprietăţile fizico-mecanice ale răşinii epoxidice dinox 040 amestecată cu diferite umpluturi, întărită la rece

Numărul amestecului	Greutatea specifică, g/cm³	Duritatea kgf/cm²	Rezistenţa la şoc, kgf cm/cm²	Rezistenţa la compresiune, kgf/cm²	Rezistenţa la încovoiere, kgf/cm²	Modulul de elasticitate, kgf/cm²	Rezistenţa la abraziune, cm³/cm²	Contracţia, %	Absorbţia apă: după 16 zile la 20°C, %	Absorbţia apă: după o oră la 100°C, %	Stabilitatea termică: Vicat, °C	Stabilitatea termică: Martens, °C
1	1,80	1,350	4,0	887	660	67 000	0,014	0,1	0,16	0,16	80	43
2	2,73	1,380	4,0	880	645	74 000	0,011	0,1	0,1	0,16	92	46
3	1,54	1,270	5,4	762	665	67 000	0,034	0,1	0,17	0,58	72	35
4	1,47	1,670	2,8	603	525	73 000	0,029	0,1	0,15	0,76	84	48
5	1,50	1,500	1,8	560	400	91 000	0,022	0,1	0,26	0,70	76	42

Compoziţia amestecurilor

1 – 100 g R + 10 g I + 10 g P + 120 g Fe (50%Fe) ;
2 – 100 g R + 10 g I + 10 g P + 280 g Fe (70%Fe) ;
3 – 100 g R + 10 g I + 10 g P + 120 g Al (50%Al) ;
4 – 100 g R + 10 g I + 10 g P + 120 g porţelan (50%) ;
5 – 100 g R + 10 g I + 10 g P + 120 g nisip (50% nisip cuarţos),

unde :

Fe reprezintă pulbere de fier (granulaţie de 0,06 mm) ; Al – pulbere de aluminiu (granulaţie de 0,06 mm) ; porţelan – pulbere de porţelan (granulaţie de 0,1 mm) ; nisip – granulaţie de 0,1 mm.

Întărirea s-a făcut timp de 24 ore, la temperatura ambiantă, fiind urmată de un tratament termic de trei ore, la 80°C.

Tabela 3

Proprietățile fizico-mecanice ale rășinii epoxidice dinox 040 armată cu diferite țesături, întărită la rece

Numărul amestecului	Greutatea specifică, g/cm³	Rezistența a șoc, kgf cm/cm²	Rezistența la încovoiere, kgf/cm²	Modulul de elasticitate, kgf/cm²	Rezistența la tracțiune, kgf/cm²	Contracția, %	Umplutura: țesătură, %	Observații Suprafața și greutatea țesăturii folosite ca armătură
1	1,16	4	760	34 000	370	0,1		
2	1,16	7	720	35 500	510	0,1	7 Sticlă	1 m^2 = 180 g
3	1,25	19	870	41 600	640	0,1	13 Sticlă	1 m^2 = 180 g
4	1,30	22	960	48 000	780	0,1	18 Sticlă	1 m^2 = 180 g
5	1,34	33	1 300	78 000	850	0,1	23 Sticlă	1 m^2 = 180 g
6	1,37	37	1 700	86 000	1 050	0,1	29 Sticlă	1 m^2 = 180 g
7	1,24	6	710	31 000	340	0,1	14 Bumbac	1 m^2 = 380 g
8	1,22	10	790	34 000	350	0,1	25 Bumbac	1 m^2 = 380 g
9	1,20	15	880	40 000	390	0,1	29 Bumbac	1 m^2 = 380 g
10	1,47	17	750	43 000	310	0,1	27 Fier	1 m^2 = 900 g (9 ochiuri/cm^2)
11	1,68	22	810	45 000	325	0,1	45 Fier	1 m^2 = 900 g (9 ochiuri/cm^2)
12	2,04	29	820	80 000	350	0,1	49 Fier	1 m^2 = 900 g (9 ochiuri/cm^2)
13	1,16	17	780	27 800	315	0,1	15 Relon	1 m^2 = 105 g

Compoziția amestecurilor

$$100\,g\,R + 15\,g\,P + 10\,g\,I,$$

unde:

R reprezintă rășină epoxidică dinox 040; *P* – plastifiant-dibutilf alat; *I* – întăritor-etilendiamină.
Întărirea s-a făcut timp de 24 ore, la temperatura ambiantă, urmată fiind de un tratament termic de trei ore, la 80° C.

Caracteristicile fizico-mecanice determinate au fost următoarele*:

— greutatea specifică, conform STAS 5886/58, epruvete de 120/15/4 mm; duritatea, conform STAS 5871/58, epruvete cu Ø 50/6 mm, la aparatul Brinell; rezistența la șoc, conform STAS 5801/58, epruvete 50/6/4 mm, la aparatul Charppy; rezistența la compresiune, conform STAS 5873/58, epruvete cu Ø 10/15 mm, cu dinamometrul Schopper; rezistența la încovoiere, conform STAS 5874/58, epruvete 120/10/4 mm, la aparatul Karl-Frank; rezistența la abraziune, conform STAS 1168/53, epruvete cu Ø 16/6 mm, la aparat cu cilindru; absorbția de apă la 20°C, conform STAS 5690/57, epruvete cu Ø 50/3 mm; absorbția de apă la 100°C, conform STAS 5691/57, epruvete cu Ø 50/3 mm; stabilitatea termică cu ajutorul aparatului Vicat, epruvete 30/10/4 mm; stabilitatea termică cu ajutorul aparatului Martens, epruvete 120/10/15 mm; rezistența la tracțiune cu ajutorul dinamometrului Schopper, epruvete 120/10/3 mm.

Din examinarea rezultatelor prezentate în tabelele 1 și 2, rezultă unele concluzii privind confecționarea modelelor și cutiilor de miez. Cele mai bune rezistențe la compresiune și încovoiere le au amestecurile de rășină cu 10% plastifiant, fără umplutură. Amestecurile de rășină cu pulbere de aluminiu au cea mai mare rezistență la șoc, dar au duritate mică. Amestecurile cu pulbere de fier au în general rezistențe bune, valori medii pentru duritate, șoc, modul de elasticitate —, remarcîndu-se prin stabilitate termică, rezistență la abraziune și compresiune bună. Amestecurile de rășină cu pulberi de porțelan și nisip au condus la o micșorare a valorilor rezistenței la șoc, compresiune și încovoiere; în schimb duritatea crește pînă la 1 670 kgf/cm² (în cazul porțelanului). La amestecul de rășină cu nisip s-a obținut cel mai mare modul de elasticitate: 91 000 kgf/cm².

Examinînd datele prezentate în tabela 3, în comparație cu datele din tabelele 1 și 2, se observă o creștere importantă a rezistenței la șoc și încovoiere, prin introducerea de țesături. Comparînd valorile obținute cu țesături din sticlă, fier, relon și bumbac, rezultă că amestecul de rășină cel mai rezistent se obține cu țesătură din sticlă (amestecul nr. 6). Pentru confecționarea unui model sau a unei cutii de miez din rășină epoxidică dinox 040, se va ține seamă de solicitările la care vor fi supuse, de considerentele economice, și, în funcție de acestea, se vor alege amestecul, felul umpluturii, granulația și țesătura.

Ținînd seamă de valorile caracteristicilor fizico-mecanice ale amestecurilor de rășină epoxidică dinox 040 date în tabelele 1, 2 și 3, s-a trecut la confecționarea modelelor și cutiilor de miez.

Modelele și cutiile de miez realizate după procedeul cu întărire la rece

S-au confecționat un număr de 37 modele individuale și trei cutii de miez care se găsesc în exploatare la uzinele „23 August", „Electroaparataj" — București și „Steagul Roșu" — Brașov.

Dăm cîteva fotografii reprezentînd modele și cutii de miez, bilanțul de materiale și calculul prețului de cost a două modele.

În figurile 1 și 2 se arată forma de turnare și modelul turnat din rășină epoxidică, pentru o piesă cu configurație simplă, iar în tabela 4 bilanțul de materiale folosite la confecționarea modelului.

---

* Încercările de laborator au fost efectuate de ing. Soviani Petre și chimist Stoenescu Felicia de la ICECHIM.

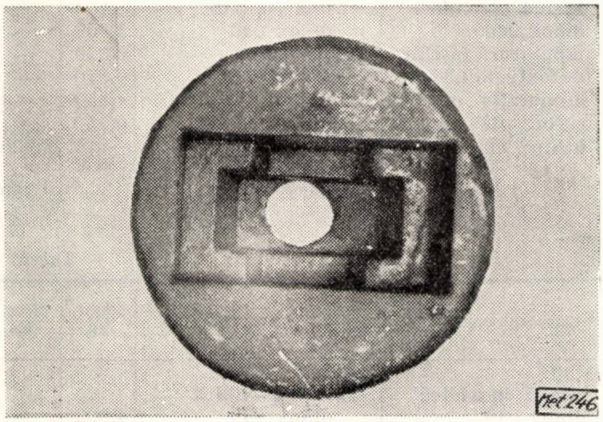


Fig. 1. Formă de turnare confecționată din rășină epoxidică dinox 110.

În figura 3 se arată cutia de miez pentru piesa tachetul motorului de 450 CP, turnată din amestec de rășină, iar în tabela 5 bilanțul de materiale.

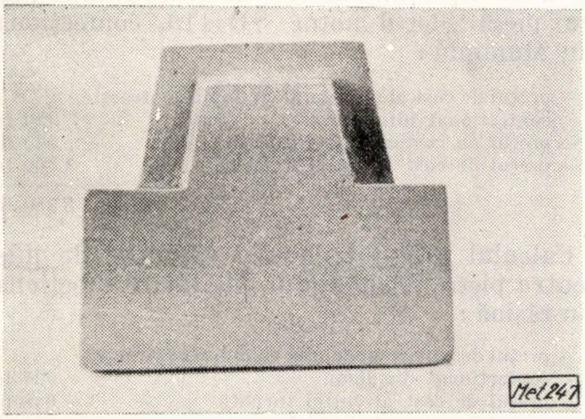


Fig. 2. Model turnat.

Tabela 4

Compoziția amestecului	Materiale	Intrat, kg	Scos, kg
50% rășină epoxidică dinox 040 50% umplutură (nisip de 0,6 mm granulație)	rășină epoxidică dinox 040	0,260	—
	dibutilftalat	0,030	—
	etilendiamină	0,030	—
	nisip cuarțos	0,300	—
	model turnat	—	0,590
	pierderi de la turnare	—	0,030

În figura 4 se arată modelul pentru piesa porttalpa sabotului, iar în tabela 6 bilanțul corespunzător de materiale.

Tabela 5

Compoziția amestecului	Materiale	Intrat, kg	Scos, kg
50% rășină epoxidică dinox 040 50% umplutură (așchii de aluminiu de 0,6 mm granulație și țesătură de fier 9 ochiuri/cm²)	rășină epoxidică dinox 040	1.370	—
	dibutilftalat	0,150	—
	etilendiamină	0.150	—
	așchii de aluminiu	1,800	—
	țesătură de fier	0,150	—
	model turnat	—	3,600
	pierderi de la turnare	—	1,150

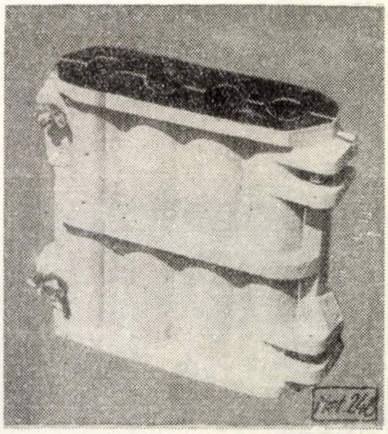


Fig. 3. Cutie de miez turnată.

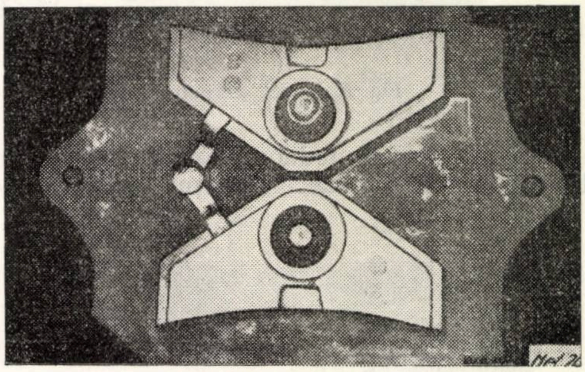


Fig. 4. Placă de model.

Tabela 6

Compoziția amestecului	Materiale	Intrat, kg	Scos, kg
40% rășină epoxidică dinox 040 60% umplutură (nisip de 0.1 mm granulație și țesătură de fier 9 ochiuri/cm²)	rășină epoxidică dinox 040	1,370	—
	dibutilftalat	0,140	—
	etilendiamină	0.140	—
	nisip cuarțos	2,600	—
	țesătură de fier	0,300	—
	model turnat	—	4,370
	pierderi de la turnare	—	0,180

Calculul prețului de cost al modelului pentru piesa porttalpa sabotului, confecționat din aluminiu:

— prețul de cost al modelului cu dublă contracție, confecționat din lemn	262 lei
— prețul de cost al modelului turnat din aluminiu	75 lei
— prețul de cost al modelului finisat	750 lei
Total	1 087 lei.

Calculul prețului de cost al modelului pentru piesa porttalpa sabotului, confecționat din rășină epoxidică dinox 040:

— prețul de cost al modelului cu dublă contracție, confecționat din lemn	262 lei
— prețul de cost al modelului turnat din rășină dinox 040	237 lei
— prețul de cost al modelului finisat	195 lei
Total	694 lei.

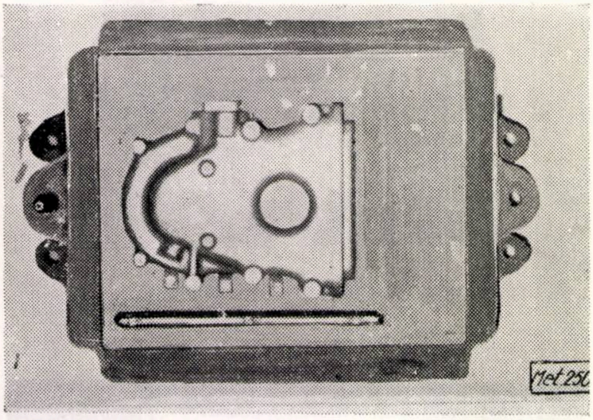


Fig. 5. Model turnat.

În figura 5 se dă modelul piesei capacul roților dințate, iar în tabela 7 bilanțul de materiale.

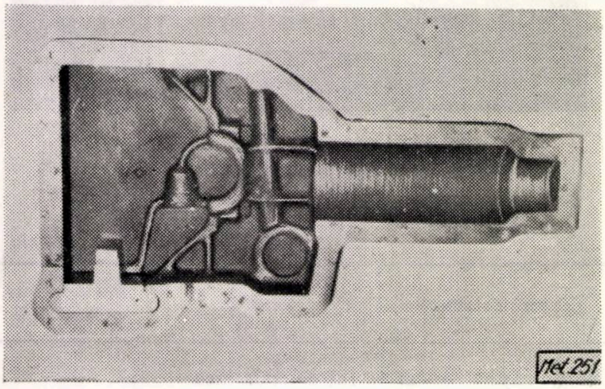


Fig. 6. Cutie de miez turnată.

În figura 6 se arată cutia de miez pentru piesa blocul-motor SR 110, iar în tabela 8 bilanțul de materiale.

Tabela 7

Compoziția amestecului	Materiale	Intrat, kg	Scos, kg
rășină epoxidică dinox 040	rășină epoxidică dinox 040	3,400	—
umplutură (așchii de fontă de 0,3 mm granulație și țesătură de fier 9 ochiuri/cm^2)	dibutilftalat	0,340	—
	etilendiamină	0,340	—
	așchii de fontă	4,850	—
	țesătură de fier	0,350	—
	model turnat	—	8,920
	pierderi de la turnare	—	0,360

Tabela 8

Compozița amestecului	Materiale	Intrat, kg	Scos, kg
rășină epoxidică dinox 040	rășină epoxidică dinox 040	4,992	—
umplutură (așchii de fontă și aluminiu de granulație 0,6 mm și armătură de fier de 5 mm diametru)	dibutilftalat	0,504	—
	etilendiamină	0,504	—
	umplutură (așchii)	6.000	—
	armătură	0,300	—
	cutia turnată	—	11,850
	pierderi de la turnare	—	0,450

Calculul prețului de cost al cutiei de miez pentru piesa blocul-motor SR 110, confecționat din aluminiu:

— prețul de cost al modelului cu dublă contracție, confecționat din lemn	920 lei
— prețul de cost al cutiei turnate	560 lei
— prețul de cost al cutiei finisate	1 800 lei
Total	3 280 lei.

Calculul prețului de cost al cutiei de miez pentru piesa blocul-motor SR 110, confecționat din rășină:

— prețul de cost al modelului cu dublă contracție, confecționat din lemn	920 lei
— prețul de cost al cutiei turnate	648 lei
— prețul de cost al cutiei finisate	585 lei
Total	2 153 lei

Din calculul prețului de cost al celor două exemple rezultă că valoarea materialelor utilizate la confecționarea modelelor din aluminiu este mai mică, iar manopera de turnare — finisare este mai mare în comparație cu aceleași modele executate din rășină.

La modelele executate din rășină, valoarea materialelor este mai mare în comparație cu modelele executate din aluminiu, iar manopera de turnare-finisare este mai mică.

Procesul tehnologic pentru turnarea modelelor și cutiilor de miez are loc în mai multe faze:

a) *Execuția modelului.* Modelul de referință (cu dublă contracție) se execută din lemn, ipsos, metal etc. La execuția modelului se va avea în vedere contracția de 0,1% a amestecului de rășină.

b) *Execuția formei de turnare.* Forma de turnare se execută după modelele din lemn, ipsos sau metal.

Forma din ipsos prezintă dezavantajul că nu se poate folosi decît o singură dată.

Forma confecționată din rășină epoxidică dinox 110 întărită la cald prezintă dezavantajul că nu poate fi realizată decît după model metalic. În această formă se poate face un număr mare de turnări. Forma metalică este cea mai bună, prezentînd avantajul că se poate utiliza la un număr foarte mare de modele. avînd în schimb un preț de cost mai ridicat în comparație cu celelalte tipuri de forme.

Modelul de referință este uns în prealabil cu ulei mineral sau cu o soluție de 30% stearină în tetraclorură de carbon, și lăsat 15—20 min, pentru a se evapora solventul. Se așază modelul cu planul de separație pe o placă plană, apoi se așază rama, care poate fi din lemn sau metal. Deasupra, și sprijinindu-se pe model, se așază cepurile care au rolul de a ajuta desprinderea modelului turnat.

Ipsosul pregătit se toarnă în interiorul ramei, peste modelul așezat pe placă. După ce mortarul a făcut priză în circa 15 min de la turnare, modelul se scoate afară, bătîndu-se ușor cepurile. Forma astfel obținută se lasă pînă a doua zi să se usuce la aer (temperatura camerei) (fig. 7).

c) *Pregătirea formei pentru turnare.* Formele confecționate din metal sau rășină epoxidică dinox 110 vor fi curățate mecanic și apoi se va aplica un strat de lac de silicon. Suprafața formei de ipsos prezintă, în general, asperități; de aceea se supune unei pregătiri speciale. Aceasta constă din aplicarea pe suprafața formei cu pensula a două straturi de vopsea pe bază de nitroceluloză. Pe suprafața astfel pregătită, se aplică cu un tampon o peliculă subțire și uniformă de unsoare de silicon (fig. 8).

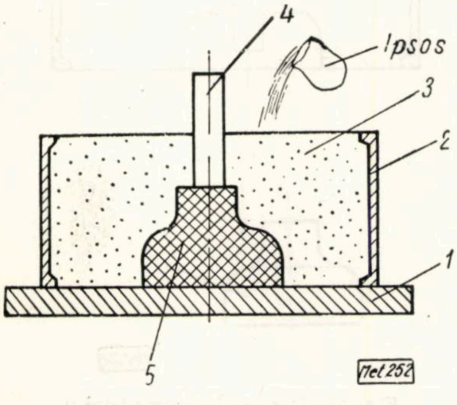


Fig. 7. Turnarea ipsosului:
1 — placă din lemn; 2 — ramă din lemn; 3 — ipsos; 4 — cep metalic sau din lemn; 5 — model cu dublă contracție.

d) *Turnarea modelului din amestecul de rășină.* Într-un vas emailat se cîntărește cantitatea de rășină dinox și se adaugă plastifiantul; se amestecă pînă la omogenizare și se introduce, turnînd cîte puțin și continuu, cantitatea de umplutură cîntărită (dacă se utilizează umplutură).

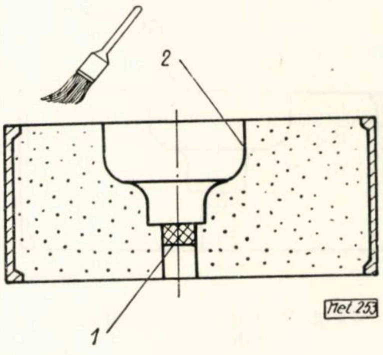


Fig. 8. Pregătirea formei:
1 — dop din plută sau cauciuc; 2 — strat izolator.

Se amestecă bine pentru a se omogeniza și apoi se adaugă întăritorul.

Vasul în care se pregătește amestecul se va ține într-o baie de apă, astfel ca temperatura să nu depășească 20—25°C. Se atrage atenția că amestecul de turnare devine inutilizabil dacă absoarbe apă. Prin adăugarea întăritorului, viscozitatea amestecului scade. Se continuă amestecarea timp de 5—10 min, pînă se obține o pastă omogenă.

Între rășina epoxidică dinox 040 și întăritor (din amestecul de turnare) are loc o reacție exotermă, care dezvoltă o mare cantitate de căldură. Cantitatea de căldură degajată crește cu cantitatea de amestec întrebuințată. De aceea, turnarea se va face în straturi de 15—20 mm grosime, pentru a se evita dezvoltarea unei cantități prea mari de căldură. O creștere bruscă a temperaturii mărește viteza de reacție, produce o întărire prematură, umflă amestecul turnat, făcîndu-l poros și inutilizabil (în special pe cel rămas neturnat). Ținînd seamă de aceasta, se va pregăti întotdeauna numai cantitatea de amestec necesară turnării unui singur strat. Se vor turna atîtea straturi, cîte sînt necesare pentru umplerea formei; de la un strat la altul se va lăsa timpul necesar pentru întărire și răcire circa 15—20 min (fig. 9, 10, și 11).

e) *Întărirea modelului turnat din rășină.* Procesul de întărire, atît la modele, cît și la cutiile de miez turnate din amestec de rășină simplă, cu diverse umpluturi și armături, are loc în timp de 24 ore, la temperatura camerei, fiind urmat de un tratament termic de 3—4 ore, la 80°C. Răcirea se va face în etuvă sau în cuptor, pînă la temperatura camerei, timp de 1—2 ore, evitîndu-se astfel tensiunile ce ar putea lua naștere în modelul turnat, din cauza unei răciri rapide.

Această situaţie o întîlnim mai des la modelele şi cutiile de miez turnate cu armătură (fig. 12).

f) *Desprinderea modelului turnat din formă.* Desprinderea modelului sau a cutiilor de miez turnate din răşină epoxidică dinox 040 se face bătînd uşor cu un ciocan de lemn cepurile prevăzute în forma de turnare. Dacă desprinderea se face greu, forma şi modelul turnat se încălzesc la 50°C, presînd apoi la cald cepurile cu o presă de mînă.

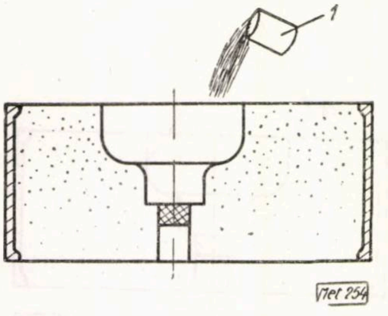


Fig. 9. Turnarea amestecului de răşină :
1 – amestec de turnare.

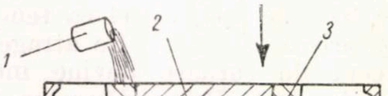


Fig. 10. Turnarea modelului utilizînd miez încastrat :
1 – amestec de turnare ; 2 – miez încastrat ; 3 – strat întărit.

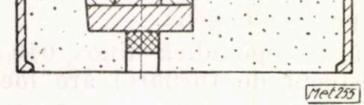


Fig. 11. Turnarea primului strat.

În cazul formelor de ipsos, dacă cele două procedee arătate mai sus nu conduc la desprinderea modelului, atunci se sacrifică forma din ipsos (fig. 13).

g) *Finisarea modelului turnat.* Modelele sau cutiile de miez turnate se supun următoarelor operaţii de finisare :

— curăţarea ipsosului de pe model ;

— spălarea modelului cu acetonă, pentru îndepărtarea urmelor de vopsea sau a agenţilor de desprindere ;

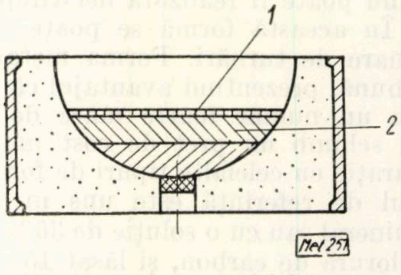


Fig. 12. Turnarea modelului armat cu ţesătură :
1 – ţesătură ; 2 – strat întărit.

— umplerea porilor şi corectarea defectelor survenite în timpul desprinderii ;

— şlefuirea uşoară cu pila sau şmirghel fin ;

— vopsirea modelului.

Modelele şi cutiile de miez din răşini epoxidice dinox 040 se pot utiliza pentru ambele procedee de formare manuală şi mecanică.

Pentru formarea mecanică, modelele se pot turna individual, fixîndu-se pe plăci cu ajutorul şuruburilor sau niturilor. La formarea manuală, modelele se utilizează individual, în care caz seria de piese este mică sau nu se poate forma mecanic.

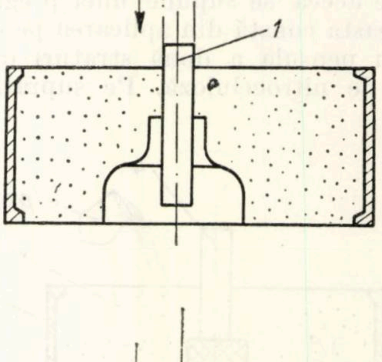


Fig. 13. Desprinderea modelului din formă :
1 – cep ; 2 – model turnat din răşină.

Repararea defectelor provenite în timpul exploatării se poate face cu ajutorul amestecului de lipit cu întărire la rece. Amestecul de lipit este format din 100 g rășină epoxidică dinox 040, 10 g dibutilftalat și 10 g etilendiamină. Amestecul de lipit se aplică pe suprafața curățată și apoi degresată cu acetonă. Procesul de întărire are loc timp de 24 ore la temperatura camerei.

După întărire, suprafața reparată se ajustează și apoi se vopsește.

Concluzii

Metoda poate fi extinsă la confecționarea modelelor și cutiilor de miez care au un grad de complexitate mare, manoperă de prelucrare prin așchiere mare și servesc la serii mari de turnare. Modelele astfel confecționate se recomandă să fie utilizate pe cît este posibil numai la formarea mecanică. Aceste modele și cutii de miez au stabilitate dimensională numai pînă la temperatura de 60°C, în timpul utilizării și conservării, deci este necesar a se folosi numai în limita acestei temperaturi.

Investiția pentru organizarea atelierului necesar executării modelelor și cutiilor de miez este mică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Heinrich, W. Der Maschinenbau, nr. 10, 1960 p. 292–293.
[2] Samek, M. Slévárenstvi, nr. 5, 1957, p. 140–141.
[3] Soucek, B. Slévárenstvi, nr. 9, 1959, p. 379–380.
[4] Klapers, N. Giesserei Praxis, nr. 13, 1958, p.262–265.
[5] Kmoch, H. Giesserei, nr. 3, 1955, p. 72–74.
[6] Burton, A. H. The british foundrymen, nr. 3, 1959, p. 127–136.
[7] Remand, J. Revue des produits chimiques, nr. 4, 1958, p. 157–165.
[8] Meyerhans, K. Kunststoffe, nr. 10, 1955, p. 443.
[9] Rousselle, G. Machine-Outil Francaise, nr. 1, 1957, p. 115–119.
[10] Mele, J. J. Plastics Technology, nr. 3, 1958, p. 232.
[11] Malek, M. Slévárenstvi, nr. 5, 1958, p. 86–87.

CZ 621.784.666

Considerații asupra unor băi de săruri din substanțe indigene pentru tratamente termochimice și termice

Ing. CORNEL GLAVA, ing. GABRIEL ROSENTHAL, ANDREI RADU
I.T.C.M.E.

Se știe că băile de săruri pentru tratamente sînt constituite din topituri ale unor substanțe amestecate în proporții anumite, în funcție de proprietățile fizico-chimice urmărite a se realiza prin încălzire.

Încălzirea în băi de săruri conduce în mare măsură la obținerea unor produse de calitate. Băile de săruri utilizate în industria noastră sînt constituite în mare parte din substanțe importate și în multe cazuri din substanțe toxice.

Această situație a condus la efectuarea unor cercetări în cadrul ITCME în scopul înlocuirii complete sau în cea mai mare parte a substanțelor din import cu substanțe indigene și, pe cît posibil, cu substanțe netoxice sau mai puțin toxice.

Analizînd substanțele care intră în compoziția băilor de săruri și experimentînd substanțele care se fabrică în țara noastră, s-a ajuns la concluzia că pot fi utilizate următoarele :

— pentru băi de cementare și cianurare : NaCl, Na_2CO_3, SiC, cu adăugare de NH_3, NH_4Cl ;

— pentru băi de încălzire : NaCl, $CaCl_2$ KCl ($Na_2B_4O_7$).

Băi de săruri pentru cementare și cianurare

Cercetări pentru carburare în băi de săruri au fost făcute în U.R.S.S. În anul 1935, Steinberg S.S. a utilizat pentru cementare o baie topită alcătuită din SiC, Na_2CO_3 sau NaOH. Reacțiile chimice care iau naștere sînt :

$$3\,Na_2CO_3 + SiC = Na_2SiO_3 + 2\,Na_2O + 4CO\,; \qquad (1)$$

$$2\,Na_2CO_3 + SiC = Na_2SiO_3 + Na_2O + 2\,CO + C\,; \qquad (2)$$

$$6\,NaOH + SiC = Na_2SiO_3 + 2Na_2O + CO + 6H. \qquad (3)$$

La suprafața de separație dintre cele două faze active (solidă și lichidă) iau naștere compușii : CO sau CO + H, care se ridică prin baie și ard la suprafață. Dacă ei întîlnesc în drum o suprafață metalică de oțel, intră în interacțiune cu ea, după reacțiile clasice, și o cementează. Concomitent cu reacția de cementare în topitură are loc și disocierea topiturii cu producere de Na_2O și CO_2 sau Na_2O și H_2O, precum și volatilizarea parțială a substanțelor. Cantitatea de gaze care se pierde din topitură este mare, ceea ce duce la consumarea rapidă a topiturii.

Viteza reacțiilor (1), (2) sau (3) este mică, și prin cercetări s-a dovedit că este neuniformă. Dezagregarea se face în timp îndelungat.

Accelerarea cementării în SiC se poate efectua la fel ca în alte procese similare, prin prezența concomitentă în baie a carbonului și a azotului atomic. Azotul poate fi luat din amoniac sau clorură de amoniu. Acestea se disociază la temperatura de lucru producînd azot atomic, care reacționează cu oțelul fie direct, fie prin intermediul cianurii formate după reacția:

$$Na_2CO_3 + 4C + 2N = 2\,NaCN + 3\,CO. \qquad (4)$$

Dacă substanțele active inițiale Na_2CO_3, NaOH și SiC se amestecă într-o proporție rezultată din relațiile stoechiometrice și dacă amestecul se diluează cu cloruri (ale căror procente au fost stabilite pe cale de laborator), rezultă o baie cu efect carburant, care durează circa 10 ore la temperatura de lucru. Proporțiile stoechiometrice au fost calculate prin relația:

$$\Sigma a_A \times A = \Sigma\, a_B \times B\,, \qquad (5)$$

în care:

A reprezintă substanțele care intră în reacție;

B — produsele de reacție;

a_A și a_B — coeficienții stoechiometrici.

Aplicînd această formulă, de exemplu la reacția (1), rezultă raportul $\frac{Na_2CO_3}{SiC} = 7{,}95$ (raportul greutăților).

Făcînd calcule similare pentru toate reacțiile și introducînd pierderile care au fost stabilite prin cercetări de laborator, s-a întocmit tabela 1 cu compoziția inițială a băilor.

Pentru băile cu amoniac și cu clorură de amoniu s-a luat ca bază:

$$9Na_2CO_3 + 4\,SiC + 2NH_3$$

și

$$9Na_2CO_3 + SiC + 2\,NH_4Cl.$$

Tabela 1

Compoziția inițială a băilor cu carbură de siliciu *

Timpul	Nr. crt.	Nr. reacție	Procente de greutate					NH$_3^*$	Observații
			NaCl	Na_2CO_3	NaOH	SiC	NH_4Cl		
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Băi cu Na_2CO_3 + SiC	1	1	10	80	—	10	—	—	Date de relația (5)
	2	1	15	75	—	10	—	—	Date de relația (5)
	3	2	10	76	—	14	—	—	Date de relația (5)
	4	2	15	71	—	13	—	—	Date de relația (5)
	5	1+2	10—15	71—80	—	10—14	—	—	Valori limită (1—4)
	6	—	10—15	75—85	—	8—10	—	—	Valori corectate cu pierderi
	7	—	14—11	76—83	—	10— 6	—	—	Valori din literatură
	8	—	10—15	75—85	—	6—10	—	—	Valori din literatură
	9	—	10	80	—	10	—	—	Valori din literatură
Băi cu NaOH + SiC	10	3	75	—	21	4	—	—	Date de relația (5)
	11	3	85	—	13	2	—	—	Date de relația (5)
	12	3	75—85	—	13—21	2—4	—	—	Valoarea limită (10—11)
	13	—	80	—	10	10	—	—	Valori din literatură
Băi cu amoniac	14	11	10	77	—	13	—	3,3	Date de relația (5)
	15	11	15	73	—	12	—	3,5	Date de relația (5)
	16	11	10—15	73—77	—	12—13	—	3,3—3,5	Valori limită (14—15)
	17	—	10—15	75—80	—	8—9	—	4	Valori corectate cu pierderi
Băi cu clorură de amoniu	18	12	8	72	—	12	8	—	Date de relația (5)
	19	12	12	70	—	11	7	—	Date de relația (5)
	20	12	8—12	70—72	—	11—12	7—8	—	Valori limită (18—19)
	21	—	8—12	70—76	—	8—9	7—8	—	Valori corectate cu pierderi
	22	—	9—12	70—76	—	9—10	6—9	—	Valori din literatură

* Calculat în litri pe oră pentru 1 kg baie.

În tabelă sînt redate și proporțiile de amestec recomandate de literatură. Comparînd proporțiile de amestec care au fost corectate cu pierderi cu cele date de literatură, se observă că valorile sînt foarte apropiate. Aceasta confirmă justețea considerațiilor făcute, prezentînd deci o garanție pentru rezultatul calculelor, în cazurile în care literatura nu dă indicații asupra consumurilor, și anume la băile cu amoniac.

Din această tabelă se observă că băile cu NaOH au o cantitate foarte mare de substanțe neactive (70% NaCl), activitatea lor nedepășind patru ore de funcționare.

Pe lîngă aceasta, ele produc multe gaze, care sînt foarte caustice, și dau pieselor o culoare neagră, cu pete, ceea ce le face improprii exploatării industriale.

Băile de cementare și cianurare în timpul exploatării se consumă în diferite proporții, determinînd pierderea activității lor. În această situație, proporția dintre substanțele active trebuie restabilită, adică baia trebuie readusă la raportul inițial între componenții activi și neactivi prin reîmprospătare.

Pierderea activității băii, adică micșorarea potențialului în carbon, poate fi determinată destul de comod prin cementarea sau cianurarea de scurtă durată a unei plase din sîrmă subțire, cu diametrul de 0,1—0,2 mm, cu un conținut pînă la 0,2% C. După o cementare sau cianurare de cinci minute, dacă conținutul de carbon al sîrmei ajunge la peste 0,8%, baia se consideră activă. În caz contrar, baia se reactivează prin introducerea carburii de siliciu.

Carbura de siliciu se introduce la intervale de două-trei ore. Completarea băii pentru a fi adusă la nivelul de lucru se face adăugînd săruri în proporțiile inițiale la băile de cianurare și numai Na_2CO_3 la băile de carburare.

După o funcționare de circa 30 de zile, băile se înlocuiesc complet.

Analiza rezultatelor

Amestecurile de cementare și de cianurare din tabela 1 au fost experimentate atît în băi mici de laborator (1—1,5 kg), cît și în băi de mărime industrială (15—120 kg). Au fost experimentate atît băile cele mai sărace în SiC, ca amestec inițial, cît și băile cele mai bogate în SiC (tabela 1).

În tabela 2 sînt concentrate rezultatele obținute în băile de cementare de laborator cu diferite șarje de amestecuri și după diferiți timpi de funcționare a unei șarje.

Tabela 2

Timp, h	Adîncimea stratului, mm	
	interval	media
0^{15}	0,25—0,29	0,27
0^{45}	0,28—0,30	0,29
1	0,20—0,42	0,29
1^{15}	0,21—0,50	0,36
2	0,21—0,55	0,36

Din aceste rezultate se observă o variație neuniformă a adîncimii de cementare cu timpul, ca rezultat al vitezei neuniforme de reacție a SiC. Aceeași concluzie a fost stabilită și pe baza experiențelor făcute cu băile industriale. La volume mari de topitură, fenomene similare se produc concomitent și în locuri (puncte) diferite din baie. Se poate trage deci concluzia că băile cu carbură de siliciu cementează neuniform în puncte diferite ale aceleiași șarje, iar în timp ele nu produc straturi cu adîncimi proporționale cu timpul de menținere pentru adîncimi de strat mai mari de 0,25—0,30 mm.

Conținutul în carbon al primului strat de 0,2 mm, la o epruvetă care a fost menținută în baie timp de 10 ore, s-a ridicat la 0,89% (adîncimea convențională de strat 1,2 mm). În microstructura stratului nu apare cementită liberă.

În exploatare, baia cu carbură de siliciu produce spumă în cantitate mare și în mod intermitent. Temperatura spumelor este mai scăzută cu 20—30°C decît baia din care provin, ele cementînd la fel ca și baia. Formarea lor se produce de preferință la temperaturi mai ridicate (880—900°C).

În baie mai apar suspensii solide, care se aglomerează și produc bulgări mari, care circulă prin interiorul ei și stînjenesc introducerea pieselor.

Clorura de amoniu introdusă în mod intermitent în baie o face mult mai activă și reglementează viteza de cementare în sens pozitiv.

Barbotarea cu amoniac (asociată cu introducerea de SiC) reduce mult formarea spumelor.

Cercetări cu aceste băi (cu SiC și barbotare de NH_3) s-au făcut pentru cianurare la temperatura de 850—890°C și la timpi de menținere pînă la trei ore. Variația adîncimii stratului cianurat cu timpul, pentru temperatura de 850°C, este redată în figura 1.

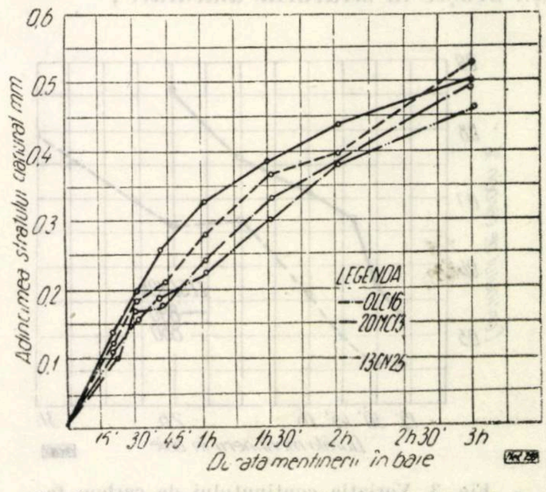


Fig. 1. Adîncimea stratului cianurat în funcție de timpul de menținere la temperatura de 850°C.

În figura 2 este reprezentată variația conținutului de carbon în straturi succesive din

0,1 în 0,1 mm, la epruvete din oţel OLC 16, cianurate la temperatura de 850°C şi în timpi diferiţi.

În figura 3 este reprezentată variaţia conţinutului de carbon cu timpul de menţinere la temperatura de lucru de 850—890°C a primului strat de 0,1 mm grosime.

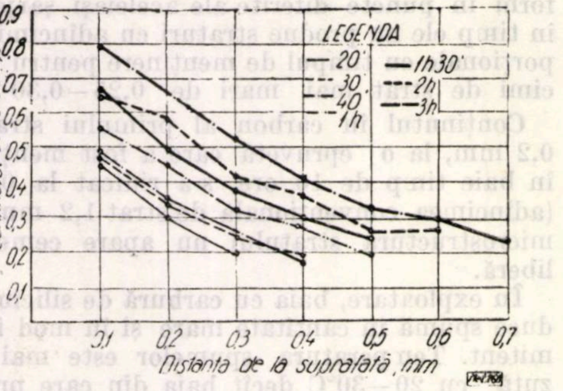


Fig. 2. Variaţia concentraţiei carbonului în stratul cianurat. Oţel OLC 16, temperatura 850°C.

Din examinarea acestor figuri (completate cu rezultatele obţinute la 880°C, care nu au fost redate (se pot trage următoarele concluzii :

a) pentru cianurări pînă la 30 min, adîncimea de cianurare este aproape aceeaşi (circa 0,2 mm) pentru toate oţelurile de cementare cercetate; ea nu variază prea mult nici cu temperatura de lucru, nici cu calitatea oţelului de cementare;

b) variaţia conţinutului în carbon la oţelul OLC 16, de la exteriorul stratului cianurat pînă la miez, se face în mod uniform, fără variaţii bruşte în straturile alăturate;

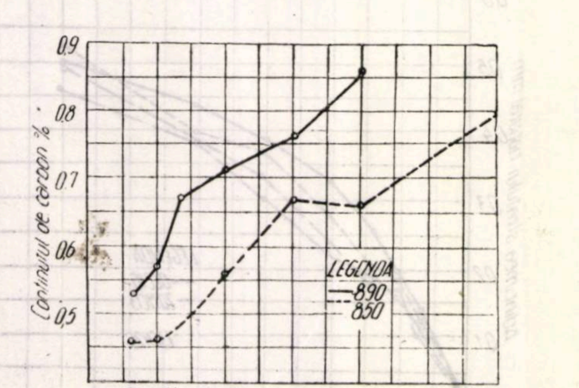


Fig. 3. Variaţia conţinutului de carbon în stratul superficial, în funcţie de timpul de menţinere. Oţel OLC 16.

c) conţinutul maxim în carbon al aceluiaşi oţel creşte cu temperatura şi cu timpul de menţinere la aceeaşi temperatură;

d) acelaşi conţinut maxim în carbon se poate obţine cu diferite temperaturi de lucru.

Variaţia conţinutului în azot este redată în tabela 3, concomitent cu carbonul. Conţinutul în azot creşte cu timpul de menţinere în baie la aceeaşi temperatură şi descreşte cu creşterea temperaturii de lucru. La timpi mai mari de menţinere se observă o scădere a conţinutului în azot.

Duritatea stratului cianurat, luată după călire directă în apă, variază între 720 şi 800 Vickers, iar cea luată după călire în ulei, între 600 şi 670 Vickers.

Duritatea stratului cianurat la oţelul de construcţii OLC 45, după cianurare de 10 minute cu răcire în ulei, se ridică la 600 Vickers.

Tabela 3

Durata min	Temperatura, °C	Numărul stratului (din 0,1 în 0,1 mm)						
		1	2	3	4	5	6	7
		Conţinutul în azot						
20	850	0,06	×	0,02	×	×	×	×
	890	0,058	×	0,01	×	×	×	×
30	850	0,07	0,06	0,04	0,019	×	×	×
	890	0,086		0,022		×	×	×
40	850	0,065		0,040		×	×	×
	890	0,075	0,058	0,0219		×	×	×
60	850	0,10	0,06		0,0419		×	×
	890	0,098	0,049		0,028		×	×
90	850	0,12		0,086		0,07	×	×
	890	0,105		0,070		×	×	×
120	850	0,11	0,105	0,050	0,04		0,03	×
	890	×	×	×			×	
180	850	×	×	0,06	0,034		0,01	

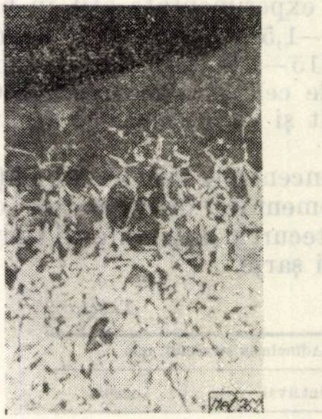


Fig. 4. × 100 atac nital. Durata 1 oră. Temperatura 890°C.

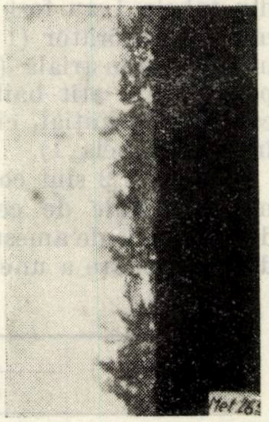


Fig. 5. × 300 atac reactiv Schumann. Strat cianurat.

Cercetările metalografice pentru determinarea adîncimii stratului s-au făcut pe epruvete atacate cu nital. Punerea în evidenţă a nitrurilor s-a făcut prin atac cu reactivul Schumann, format din soluția : 0,125 g $CuSO_4$; 0,250 g $CuCl_2$; 1 g Cl_2Mg ; 0,2 ml HCl ; 10 cm^3 apă.

Pentru atac se adaugă la o parte soluție 9 părți alcool etilic.

Băile cu SiC se pot topi și în creuzete înzidite. În acest caz zidăria trebuie făcută din cărămizi de magnezită sau cromomagnezită.

În figura 4 este redată micrografia stratului cianurat la oțelul OLC 16 cu atac nital, iar în figura 5 — cu atac Schumann (același eșantion).

Băi de săruri de încălzire pentru călire

Cercetările întreprinse în cadrul ITCME au avut drept scop găsirea unei soluții pentru înlocuirea clorurii de bariu din băile de încălzire a inelelor de rulmenți ($BaCl_2$ în amestec eutectic cu NaCl, cu adaos de 1% borax ca dezoxidant) cu substanțe indigene.

Au fost încercate 20 de substanțe atît singure, cît și în amestecuri în diferite proporții.

S-a constatat, contrar afirmațiilor din literatură, că Na_2CO_3 (soda calcinată) în stare topită nu decarburează oțelul de rulmenți. Prin adăugare de cloruri începe să apară decarburarea, și deci micșorarea punctului de fuziune trebuie făcută cu alte substanțe. Aceasta s-a făcut cu 10–15% K_2CO_3. Acest amestec nu a dat rezultate în exploatare, din cauza punctelor moi care apăreau pe suprafața inelelor de rulmenți.

În urma cercetărilor sistematice s-a ajuns la concluzia că băile din tabela 4, dezoxidate la fiecare 24 ore de funcționare cu 0,5% borax, nu produc decarburarea superficială a oțelului de rulmenți încălzit în ele.

Tabela 4

Nr. crt.	Substanțele care se amestecă	% în greutate	Temperatura de fuziune, °C
1	$CaCl_2$ NaCl	56 44	660
2	$CaCl_2$ KCl	55 45	660

Amestecul nr. 1 a fost încercat în producție în unele fabrici. S-au obținut produse care din punctul de vedere al tratamentului termic se încadrau în normele de recepție calitativă a rulmenților.

Cu ajutorul unei sonde făcute din oțel Rul 3, cu pereți de 20 mm grosime și cu un termocuplu în mijlocul ei, s-au determinat curbele de încălzire în baia cu $BaCl_2$ și în baia cu $CaCl_2$ + NaCl, din care s-a calculat prin puncte viteza de înclzire (fig. 6).

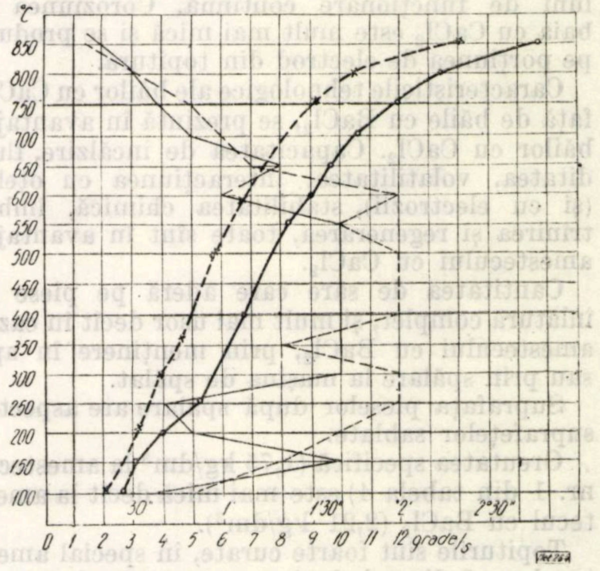


Fig. 6. Curba de încălzire și viteza de încălzire la încălzirea în băile :
— 0 — $BaCl_2$ + NaCl ;
. . . × . . . $CaCl_2$ + NaCl.

Din această figură se observă că viteza de încălzire în baia cu $CaCl_2$ se menține aproape tot timpul încălzirii la o valoare mai mare decît în baia cu $BaCl_2$.

Paralel cu încălzirea rulmenților s-au urmărit prin epruvete (10 mm diametru × 100 mm lungime) pierderile prin coroziune la oțelurile uzuale pentru electrozi, după o menținere de 70 de ore la temperatura de 870°C. Rezultatele sînt arătate în tabela 5.

Tabela 5

Determinări experimentale					Calculat pentru un electrod	Observații
		Pierderi				
Marca oțelului	Greutatea inițială, g	După 70 h, g	mg/cm²h	mg/h	Timp de funcționare, h	
13 CL 30	43,0195	2,8751	1,25	2 340	4 000	
13 NC 185	44,6366	1,4024	0,67	1 160	8 200	
OL 38	47,8984	22,4200	9,70	14 750	650	Experimentarea a durat 650 h
RUL 3	41,0052	14,0876	6,08	10 500	900	

Bazați pe faptul că după 650 de ore de funcționare a unei serii de electrozi din OL 38 s-a observat o coroziune avansată la patru electrozi, iar doi electrozi au fost corodați pînă la rupere, s-a putut imagina un calcul prezumtiv de corodare (pe baza tabelei 5) a electrozilor din celelalte oțeluri cercetate. Cu pierderile din tabelă se calculează timpul pînă cînd se reduce fiecare dimensiune liniară a secțiunii la jumătate, majorat cu 11%. Rezultatul calculelor este trecut în ultimele coloane ale tabelei 5.

În baia cu $BaCl_2$ electrozii din oțel 13 NC 185 se corodează (în partea din aer) după circa două luni de funcționare continuă. Coroziunea în baia cu $CaCl_2$ este mult mai mică și se produce pe porțiunea de electrod din topitură.

Caracteristicile tehnologice ale băilor cu $CaCl_2$, față de băile cu $BaCl_2$, se prezintă în avantajul băilor cu $CaCl_2$. Capacitatea de încălzire, fluiditatea, volatilitatea, interacțiunea cu oțelul (și cu electrozii), stabilitatea chimică, îmbătrînirea și regenerarea, toate sînt în avantajul amestecului cu $CaCl_2$.

Cantitatea de sare care aderă pe piese se înlătură complet, și mult mai ușor decît în cazul amestecului cu $BaCl_2$, prin menținere în apă sau prin spălare la mașina de spălat.

Suprafața pieselor după spălare are aspectul suprafețelor sablate.

Greutatea specifică (1,75 kg/dm^3 la amestecul nr. 1 din tabela 4) este mai mică decît la amestecul cu $BaCl_2$ (2,21 kg/dm^3).

Topiturile sînt foarte curate, în special amestecul nr. 2 din tabela 4, care este atît de transparent încît se văd cărămizile de pe fundul băii. Se remarcă faptul că proporțiile de amestec al acestei băi au fost stabilite prin încercări sistematice, nefiind luate din literatură.

Prețul de cost este, de asemenea, mult mai mic (2,26 lei/kg la baia cu $CaCl_2$ + NaCl, față de 8,72 lei/kg la baia cu $BaCl_2$).

Clorura de calciu este o substanță foarte higroscopică, dezavantaj care se transmite la toate amestecurile formate cu această substanță. Avînd însă în vedere că într-o exploatare rațională dispozitivele cu piese se preîncălzesc înainte de introducerea în baie, acest dezavantaj nu poate provoca accidente. Păstrarea sărurilor topite trebuie făcută în vase închise (ceea ce constituie singurul dezavantaj față de amestecul cu $BaCl_2$).

Amestecurile cu $CaCl_2$ pot fi utilizate și pentru încălzirea altor oțeluri în intervalul de temperaturi de 700—900°C. Pentru fiecare caz trebuie determinată cantitatea de inhibitor (borax) care trebuie introdusă în baie, pentru a o face neutră față de oțel.

În cadrul ITCME se continuă cercetările pentru utilizarea acestui amestec la încălzirea oțelurilor cementate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fedulov F. I., Kreav, A. N. *Manual de chimie fizică*. București, Editura tehnică, 1954.

[2] Efstropiev, S. K. și alții. *Chimia siliciului și chimia fizică a silicaților*. București, I.D.T., 1958.

[3] Nekrasov, V. B. *Curs de chimie generală*. București, Editura tehnică, 1955.

[4] *Metalurgia fizică și tratamentul termic*. Îndrumător. (Metallovedenie i termiceskaia obrabotka. Spravocinik). Moscova, Metallurghizdat, 1956.

[5] Minchevici, N. A. *Tratamentele termochimice ale oțelului*. Moscova, Editura de stat tehnico-științifică pentru literatura de construcții de mașini, 1950.

[6] Morozova, M. E. și Spivak, D. E. *Tratamentul termic în construcția de mașini-unelte*. București, Editura tehnică, 1952.

[7] Morozova, M. E. și Florensova, B. F. *Cementări adînci în băi de lichide*. În: Stanki i instrument, nr. 9, 1949.

[8] Morozova, M. E. *Cementarea în mediu lichid a pieselor de mașini-unelte*. În: Stanki i instrument nr. 2, 1957.

[9] Pîrîu, A. *Stadiul actual al utilizării băilor de săruri în practica tratamentelor termice*. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 9, 1956.

[10] Finnern, B. *Controlul conținutului în carbon în băile de sare pentru călirea industrială*. În: Das Industrieblatt, nr. 10, 1956.

[11] *Metode și materiale folosite în băile de săruri*. Tratamentul termic în băi de săruri. I.D.T. 1959.

[12] Guliaev, A. P. și Artenieva, S. I. *Metode simplificate pentru determinarea timpului de încălzire a produselor de oțel în băi de săruri*. În: Nauciníe dokladî vîsșei școlî, nr. 2, 1959.

CZ 621.745.34

Determinarea relaţiei optime între principalii parametri de exploatare a cubiloului cu ajutorul diagramei C.A.A.T.*

Ing. LIVIU MORARU

Uzina Metalurgică „Unirea" – Cluj

Arderea cocsului în patul de cocs constituie factorul de bază care determină bunul mers al proceselor fizico-metalurgice din cubilou [1], [2], [3], [4]. Produsele rezultate din reacţiile de ardere, avînd o mişcare ascendentă, întîlnesc încărcătura metalică, ce coboară spre zona de topire, cedîndu-i acesteia o parte din căldura lor datorită căreia încărcătura se încălzeşte şi se topeşte. Încălzirea, în continuare, a picăturilor de metal lichid şi zgură care se formează se produce, în mare parte, datorită radiaţiei cocsului incandescent.

Cu cît temperatura gazelor de ardere şi a suprafeţei cocsului va fi mai mare, cu atît mai bine se va realiza schimbul de căldură între gaze, combustibil şi încărcătură, crescînd temperatura fontei lichide elaborate.

Acţiunea dintre produsele de ardere a combustibilului şi încărcătura solidă, metalul lichid şi zgură determină mersul reacţiilor chimice şi procesul de topire a metalului în cubilou. Caracterul acestei acţiuni depinde de temperatura şi compoziţia fazei gazoase, adică de compoziţia produselor de ardere, respectiv de procesul de ardere care are loc conform reacţiilor :

$$C + O_2 = CO_2 + Q;$$

$$C + 1/2\,O_2 = CO + Q.$$

Ambele reacţii sînt heterogene, de tipul solid + + gaz = gaz şi tind la distrugerea fazei solide şi gazificarea ei. Aceste reacţii de ardere a combustibilului solid au loc în zona aşa-numită de oxigen (fig. 1), de obicei la o înălţime de 200 – 700 mm faţă de nivelul la care se insuflă aerul.

Reacţia de ardere a cocsului este localizată în zona de difuzie a procesului eterogen, iar factorul care ar putea să limiteze viteza de reacţie este tocmai difuzia oxigenului spre suprafaţa bucăţilor de cocs. Factorii determinanţi, în acest caz, sînt : temperatura, viteza gazelor, concentraţia oxigenului în faza gazoasă şi suprafaţa bucăţilor de cocs. În cazul unui cocs mărunt, cu suprafaţă de contact mare, zona de oxigen atît pe înălţime, cît şi pe secţiunea orizontală va fi redusă, deci va fi redusă zona temperaturilor înalte, ceea ce contribuie negativ la încălzirea picăturilor de fontă lichidă (fig. 1, stînga).

În cazul bucăţilor de cocs mari, zona de oxigen va creşte atît pe secţiunea orizontală, cît şi pe înălţime şi o dată cu aceasta va creşte şi zona temperaturilor înalte, ceea ce contribuie în mod pozitiv la ridicarea temperaturii picăturilor de metal lichid care trec prin această zonă (fig. 1, dreapta).

După zona de oxigen urmează zona de reducere a bioxidului de carbon, unde predomină reacţia :

$$CO_2 + C = 2CO - Q.$$

Reacţia de reducere a bioxidului de carbon este localizată în zona intermediară a procesului eterogen, factorul limitator fiind chiar viteza de reacţie şi nu viteza de difuzie a bioxidului de carbon spre suprafaţa bucăţilor de cocs. Prin urmare, viteza acestei reacţii, respectiv cantitatea de CO în gaze, va depinde mai mult de suprafaţa de contact a bucăţilor de cocs şi de reactivitatea cocsului (porozitate, bucăţi mici etc.). De aceea, pentru a reduce conţinutul de oxid de carbon în gaze şi pentru ca procesul de ardere să dea rezultate optime cu un consum specific de cocs minim, este necesar să fie redus domeniul zonei de reducere a

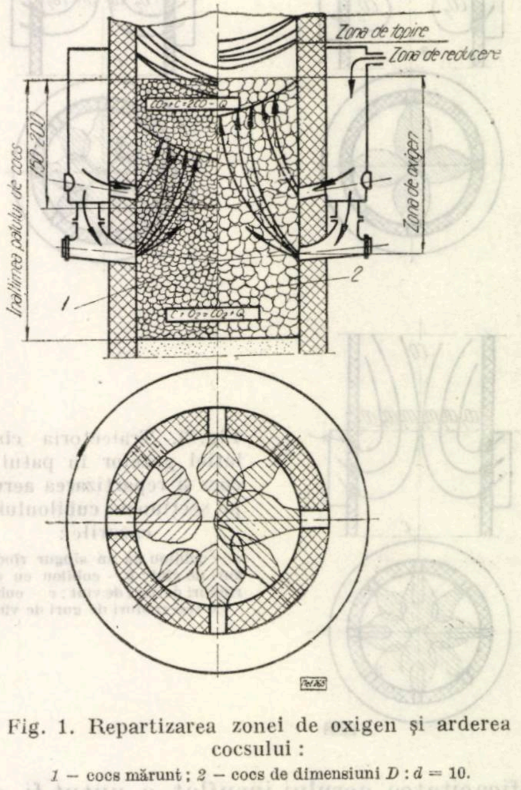


Fig. 1. Repartizarea zonei de oxigen şi arderea cocsului :

1 – cocs mărunt ; 2 – cocs de dimensiuni $D : d = 10$.

---

* Cocs-Ardere-Aer-Temperatură.

bioxidului de carbon, reacție endotermă care consumă căldură, respectiv cocs. În acest scop, la topirea fontei în cubilou se impune folosirea unui cocs cu reactivitate mică (maximum 25%), precum și o suprafață de contact relativ mică, în care scop cocsul trebuie sortat și apoi folosite dimensiuni corespunzătoare de cocs, în funcție de diametrul cubiloului, conform relației :

$$\frac{D}{d} = 10,$$

unde :

D este diametrul cubiloului ;

d — diametrul bucăților de cocs.

Dacă viteza de reacție în zona de reducere a CO_2 nu depinde de viteza de difuzie și mișcarea gazelor, atunci cantitatea absolută de CO_2 rămîne neschimbată. Mărind însă cantitatea de aer insuflat se îmbunătățesc condițiile de ardere a cocsului în cubilou și procentul de CO scade, reducîndu-se în același timp și consumul specific de cocs neproductiv.

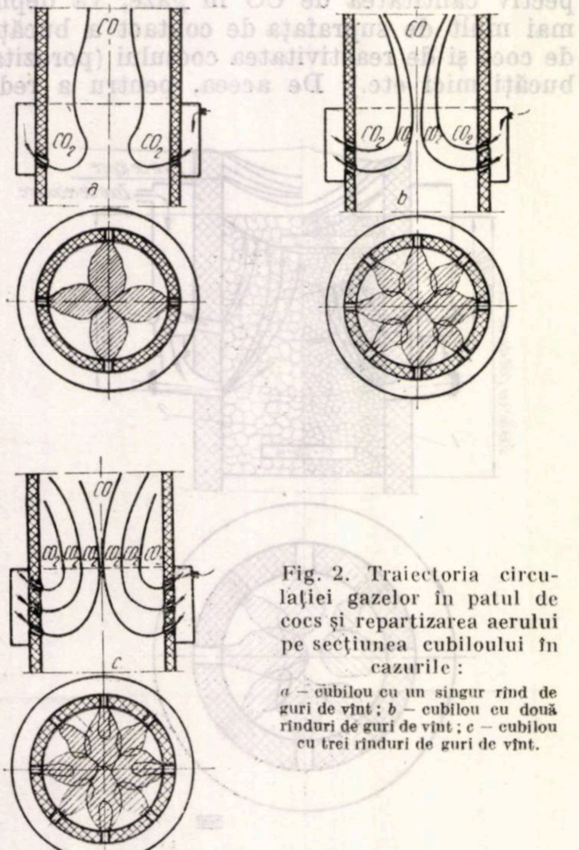


Fig. 2. Traiectoria circulației gazelor în patul de cocs și repartizarea aerului pe secțiunea cubiloului în cazurile :

a — cubilou cu un singur rînd de guri de vînt ; *b* — cubilou cu două rînduri de guri de vînt ; *c* — cubilou cu trei rînduri de guri de vînt.

Eficacitatea aerului insuflat a putut fi constatată odată cu insuflarea aerului prin mai multe rînduri de guri de vînt sau fantă continuă, fapt care a făcut să crească înălțimea zonei de oxigen, adică zona temperaturilor înalte, îmbunătățind în același timp și repartizarea gazelor pe secțiunea cubiloului (fig. 2). Amenajarea rîndurilor de guri de vînt suplimentare deasupra rîndurilor de guri de vînt de bază și dozarea unui surplus de aer contribuie direct la arderea bioxidului de carbon format la baza patului de cocs :

$$2CO + O_2 = 2CO_2 + Q.$$

Din schema prezentată în figura 2, *b* și *c* reiese îmbunătățirea zonei de oxigen prin insuflarea aerului prin mai multe rînduri de guri de vînt, față de un singur rînd de guri de vînt, unde cantitatea de oxid de carbon este mare din cauza repartizării neuniforme a aerului pe secțiunea cubiloului (fig. 2, *a*). Este cunoscut faptul că, prin mărirea cantității de aer insuflat pînă la o limită determinată în unitate de timp pe unitatea de suprafață de secțiune cubilou, se îmbunătățesc condițiile de combustie și crește productivitatea cubiloului. Creșterea însă a cantității de aer peste această limită determinată în unitatea de timp pe unitate de suprafață de secțiune cubilou, fără o creștere a consumului specific de cocs, conduce la oxidarea metalului lichid și chiar la micșorarea temperaturii metalului.

În vederea stabilirii unei relații optime între consumul specific de cocs la încărcătură, aerul insuflat, indicele de combustie și temperatura metalului lichid, în figura 3 se dă o nomogramă completă [1], care este calculată pentru un cocs de turnătorie corespunzător GOST și o încărcătură metalică adecvată ca greutate și dimensiune.

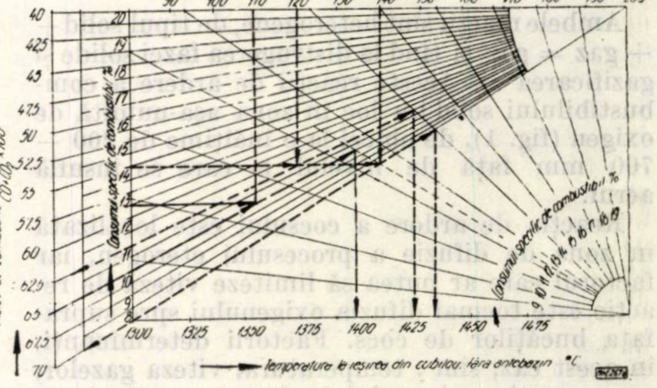


Fig. 3. Nomograma C.A.A.T. pentru determinarea relației optime dintre consumul specific, aer, indicele de combustie și temperatura metalului lichid.

Din nomogramă se vede că un indice de combustie optim $\frac{CO_2}{CO + CO_2} \cdot 100$ se obține atunci cînd raportul dintre cantitatea de aer (m³/m² · min) și consumul specific de cocs la încărcătură este 10.

Folosind nomograma prezentată, se poate determina ușor că la un consum specific de cocs de 14%, insuflînd 140 $m^3/m^2 \cdot min$ aer vom avea un coeficient de combustie de 70% și o temperatură de 1 435°C. La același consum de cocs, insuflînd 120 $m^3/m^2 \cdot min$ aer, obținem un indice de combustie de 62,5% și o temperatură de 1 425°C.

De asemenea, nomograma poate fi folosită și în cazul cînd alegem indicele de combustie și consumul specific de cocs în vederea determinării unei cantități optime de aer și a temperaturii respective. Astfel, pentru un indice de combustie de 65% și un consum specific de cocs = 12,5%, necesarul de aer va fi de 110 $m^3/m^2 \cdot min$, iar temperatura care se poate obține va fi în jur de 1 400°C.

Nomograma scoate în evidență că, folosind un cocs de bună calitate, așa cum s-a arătat mai înainte, și o încărcătură metalică corespunzătoare, avînd în același timp un raport optim între consumul specific de cocs și cantitatea de aer insuflat ($m^3/m^2 \cdot min$), obținem un indice de combustie bun și un metal lichid cu temperatură ridicată.

În concluzie, nomograma are o întrebuințare multiplă, stabilind o relație justă între principalii indici de exploatare a cubiloului. După cum reiese din exemplele practice de mai sus, cu multă ușurință se poate stabili, fără calcule greoaie preliminare de durată, un regim optim, economic pentru consumul specific de cocs și aer, care să asigure elaborarea unui metal lichid de calitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Voprosi teorii liteinih professov*, G.N.T.I.M.L., Moscova 1960.

[2] Marienbah, M. L. *Metallurghiceskie osnovi vagranocinovo professa*. Mașghiz, Moscova, 1960.

[3] Racoviță, R. și Moraru, L. *Practica construcției și folosirii cubiloului cu trei rînduri de guri de vînt la turnătoria uzinelor ,,Unirea'' din Cluj*. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 1, 1957.

[4] Moraru, L. *Arderea cocsului și schimbul de căldură în cubilou*. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 3, 1958.

Pentru tînărul inginer

CZ 629.113–587.004.67

Unele probleme privind tratarea defectărilor diferențialului automobilelor

Ing. ION POPESCU
Uzina „Steagul roșu"—Brașov

Atît pentru autovehiculul nou cît și pentru cel care a suferit o reparație capitală, uzina constructoare sau atelierul de reparații garantează buna funcționare a agregatelor pentru un anumit parcurs sau pentru o anumită perioadă de timp de la predarea către beneficiar a autovehiculului. Defectările ivite în acest termen de garanție sînt remediate în mod gratuit de uzină sau atelier dacă ele s-au produs din vina acestora. În caz contrar, cînd defectarea se datorește unei exploatări necorespunzătoare, costul reparației este suportat de beneficiarul în folosința căruia se găsește autovehiculul. Unele reglementări prevăd și situația în care, defectul datorîndu-se unor materiale de calitate necorespunzătoare, costul reparației să fie suportat de ambele părți.

În tratarea acestor defectări apar adesea situații în care comisia care face constatarea defectului nu poate stabili cu certitudine cauza reală care a produs defectarea. În asemenea situații, delegații atelierului de reparații înclină să atribuie provocarea defectului unei exploatări necorespunzătoare, iar delegații întreprinderii de transport atribuie defectul unei reparații de slabă calitate sau unui tratament termic greșit. Cîteodată, însă, aceste afirmații nu au o bază științifică, astfel încît problema se rezolvă nesatisfăcător din acest punct de vedere. Rezolvarea ei este, însă, de cele mai multe ori foarte grea și necesită adesea, pe lîngă temeinice cunoștințe profesionale, și sprijinul laboratoarelor sau institutelor de cercetări de specialitate.

În scopul de a contribui la rezolvarea cît mai ușoară și cît mai justă a acestor probleme, se fac în cele ce urmează unele considerații privind defectarea diferențialului după un scurt timp de funcționare, arătîndu-se cauzele cele mai importante ale acestor defectări, și anume: greșeli de tratament termic (vină a uzinei sau a atelierului de reparații) și greșeli de exploatare datorită unității de transport.

Greșelile de tratament termic se referă la cementarea, călirea sau revenirea pieselor tratate.

Datorită condițiilor specifice de funcționare (solicitări mari, uzură, șoc etc.), pinioanelor diferențialului li se cer două calități speciale în exploatare, și anume :

— un strat superficial compact, foarte rezistent la uzură ;

— un miez tenace, mai moale, destul de rezistent totuși, capabil să amortizeze șocurile survenite în timpul exploatării.

În vederea satisfacerii acestor cerințe, tehnologia modernă de tratament recomandă ca tratament termic secundar (după uzinare) o cementare urmată de o călire și revenire a întregului pinion. În aceste condiții — la călire — stratul superficial îmbogățit cu carbon se călește căpătînd o duritate de 60—62 H_{RC}, iar miezul se călește mult mai puțin, rămînînd în limitele a 35—45 H_{RC}.

Cementarea se aplică, pentru pinioanele diferențialului, unor oțeluri cu 0,18—0,25% carbon și numai în cazuri rare cu pînă la 0,30% carbon. Operația constă din introducerea pieselor încălzite la 920—950°C într-o atmosferă de CH_4, care, în contact cu piesele calde, se descompune în carbon și hidrogen ; carbonul astfel rezultat difuzează în masa de metal cu o viteză medie de circa 0,25—0,30 mm/h, în funcție de temperatura de încălzire, debitul gazului, cantitatea de metal etc. Adîncimea stratului cementat este în general de 1/5—1/6 din grosimea dintelui, fiind în general de 1 mm.

Oțelurile aliate pentru cementare asigură, într-o măsură mai mare decît oțelurile-carbon de cementare, o rezistență ridicată la uzură și proprietăți mecanice superioare în miezul pieselor.

Încălzirea pinioanelor în vederea călirii se face la o temperatură în jur de 830°C în băi de sare — pentru a se evita decarburarea superficială —, după care călirea se execută în ulei. Pinioanele mari, ca de exemplu coroana cilindrică, se călesc pe mașini speciale sub presiune în scopul înlăturării deformațiilor cauzate de răcirea energică și neuniformă a diferitelor secțiuni ale piesei. În sfîrșit, în vederea eliminării tensiunilor interne apărute la călire și a transformării structurii de călire a oțelului într-una mai stabilă, se execută o operație de revenire, care constă din încălzirea oțelului pînă la o temperatură de circa 250°C, urmată de răcire în aer.

Greșelile de cementare sînt : supracementarea, rețeaua de cementită liberă, subcementarea și petele moi.

Supracementarea, adică depășirea stratului cementat prescris, se produce prin depășirea în cursul tratamentului termic a valorii prescrise a unuia dintre parametrii cementării (temperatură, timpul de menținere în cuptor etc.). Avînd în vedere faptul că prescrierea unei anumite grosimi de strat se face, în primul rînd, în funcție de dimensiunile danturii pinionului, situația se va prezenta cel mai grav la pinioanele cu dantură mică, unde poate apărea fenomenul de cementare pătrunsă.

În exploatare, acest defect se manifestă relativ repede, după cîteva șocuri puternice, prin ruperea dinților. Defectul poate fi ușor depistat, chiar în condiții de atelier, prin polizarea unui dinte, de exemplu la unul din capete, pe o adîncime mai mare decît adîncimea prescrisă a stratului cementat, și atacarea suprafeței polizate cu o soluție de 10% acid azotic în apă ; stratul cementat, fiind atacat mai puternic, se înnegrește mai mult decît miezul necementat.

Rețeaua de cementită liberă apare atunci cînd viteza de difuzie a carbonului în oțelul supus cementării este mai mică decît viteza de disociere a gazului metan. În acest caz are loc o puternică concentrare a carbonului la exteriorul stratului cementat. Cementita secundară apare sub formă de rețea, cu atît mai grosolană cu cît suprasaturarea cu carbon a fost mai intensă. În acest caz, stratul cementat este foarte fragil și ușor exfoliabil.

Spargerea în exploatare a acestor pinioane nu poate să întîrzie prea mult timp.

O altă deficiență legată tot de difuzarea carbonului în oțel este și aceea că trecerea de la stratul cementat la miezul necementat se face brusc. În acest caz, tensiunile provocate de concentrarea efortului pe dinte, mărite eventual și de montajul incorect al pinioanelor, duc la apariția unor fisuri locale și la exfolierea stratului cementat.

Subcementarea (cementarea de adîncime insuficientă) este fenomenul invers supracementării și, spre deosebire de aceasta, efectul ei apare în exploatare mult mai tîrziu, după parcursuri de circa 30 000—40 000 km. Defecțiunea se manifestă ca o uzură rapidă și prematură, ca urmare a uzurii stratului cementat de adîncime mică (0,3—0,5 mm) și a intrării în angrenare a miezului dintelui, moale, necementat, deci nerezistent la uzură. Dacă această defecțiune

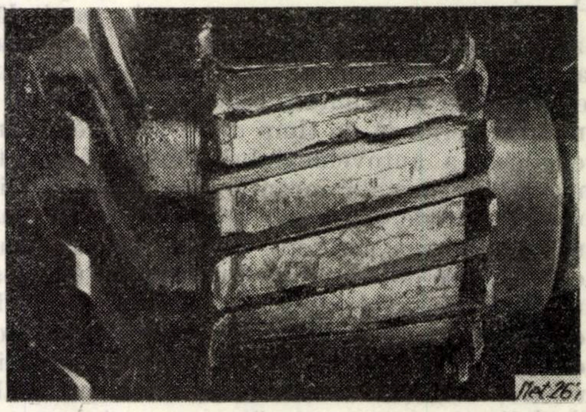


Fig. 1. Pinion cementat dar necălit uzat prematur.

este asociată cu altele, cum ar fi, de exemplu, saturarea insuficientă cu carbon, decarburarea etc., este evident că uzura se va produce și mai rapid.

Trebuie remarcat că fenomenul este mult accentuat de calitatea slabă a lubrifiantului în exploatare sau de lipsa acestuia.

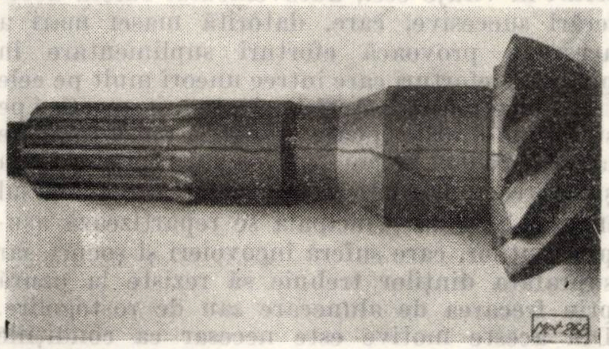


Fig. 2. Pinion de atac cu fisuri de călire.

Petele moi. Dacă în exploatare se constată zgomote anormale după o perioadă anumită de timp, iar la demontarea pinioanelor se constată prezența unei uzuri excesive și neuniforme (cavități și denivelări ce nu se datoresc coroziunii) pe unul sau cîțiva dinți, este aproape sigură existența unor zone moi pe dinții respectivi.

Dacă în cursul operației de cementare viteza de difuzie a carbonului în oțel este mai mare decît cea de disociere a gazului, rezultă o saturare insuficientă a suprafețelor danturii cu carbon, stratul cementat se uzează relativ repede, miezul este strivit, iar partea proeminentă se rupe.

Pinioanele cementate nu pot fi date în exploatare fără executarea unui tratament prealabil de călire, urmat de o revenire joasă, deoarece atît stratul cementat cît și miezul au o duritate mică. În cazul cînd s-ar da în exploatare necălite, pinioanele s-ar uza după un număr extrem de mic de kilometri (fig. 1).

Încălzirea oțelului hipoeutectoid peste punctul Ac_3, iar a celui hipereutectoid peste punctul Ac_1 și răcirea lui în apă, ulei sau aer (în funcție de marca oțelului) îi transformă structura inițială într-o structură de călire ai cărei constituenți și duritate variază de la exteriorul piesei către interior, în funcție de conținutul de carbon și viteza de răcire variabilă și ea în secțiune.

Factorii care influențează procesul de călire sînt : compoziția chimică, viteza de încălzire, temperatura de călire, durata de menținere și viteza de răcire, iar greșelile ce se pot face la călire sînt : călire insuficientă sau prea energică, austenită reziduală, prezența feritei.

Călirea insuficientă. Capacitatea de călire a unui oțel depinde de dimensiunea grăunților ereditari de austenită, de compoziția austenitei și de prezența carburilor și incluziunilor nemetalice. Dacă, de exemplu, un oțel prezintă o granulație foarte fină (de exemplu punctajul 8 ASTM), capacitatea sa de călire va fi slabă, călirea se va face nepătrunsă și miezul va rămîne mai moale. Pe de altă parte, prezența masivă a feritei va constitui un permanent focar de amorse de ruptură prin oboseală.

Călirea insuficientă mai poate fi provocată în plus și prin nerespectarea parametrilor de călire prescriși, ca, de exemplu, prin neasigurarea unei viteze optime de răcire sau prin încălzirea piesei la o temperatură mică.

Pinioanele călite insuficient prezintă o duritate în miez sub 35 H_{RC}, iar la suprafață o duritate sub 56 H_{RC}. Uzura suprafeței se produce cu atît mai rapid cu cît duritatea superficială este mai mică.

Călirea energică se caracterizează la pinioane în special prin duritatea exagerată a miezului (peste 45 H_{RC}) și uneori prin apariția fisurilor de călire (fig. 2).

Dacă fisurile sînt microscopice, amorsa de ruptură progresează în procesul de exploatare, ca urmare a solicitărilor, și ruperea se face progresiv prin oboseală (fig. 3).

Călirea energică, chiar fără fisuri, mai ales dacă la revenire nu se corectează, face ca piesa să se distrugă în exploatare din cauza șocurilor prin fenomenul tipic de „spargere".

Austenita reziduală apare în anumite situații care au loc cu ocazia călirii.

Prezența austenitei reziduale în urme și uniform distribuită nu influențează rezistența la uzură a stratului cementat. Dacă, însă, ea capătă proporții (peste 10—15%), duritatea și deci rezistența stratului de cementare scade.

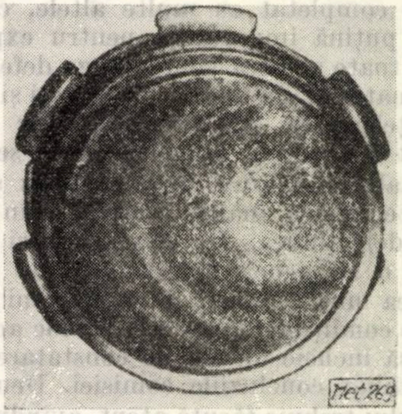


Fig. 3. Ax călit rupt prin obosirea materialului.

Stratul decarburat apare la încălzirea oțelurilor la temperaturi înalte în atmosferă oxidantă și constă în reducerea conținutului de carbon din straturile superficiale.

Acest fenomen se produce practic la încălzirile în vederea normalizării, călirii și mai puțin revenirii. Evident, prin micșorarea conținutului de carbon, duritatea stratului superficial scade. Decarburarea poate fi totală sau parțială. În ambele cazuri, uzura apare rapid sub forma unei imprimări a danturii pinionului conjugat pe o adîncime de 0,1—0,2 mm. Imediat sub zona decarburată, duritatea pinionului devine normală (peste 56 H_{RC}). Cu toate acestea, zgomotul puternic și rezerva de uzură mică impun schimbarea imediată a pinionului.

Prezența feritei. După cum se știe, ferita este un constituent moale al oțelului, care se comportă foarte prost la solicitări variabile, dînd naștere acelor fisuri submicroscopice care sînt în atîtea ocazii cauza ruperii pinioanelor prin oboseală. Prezența feritei în miezul pinioanelor se datorește unei căliri necorespunzătoare (călire incompletă). Este interesant de observat că, din 100 de cazuri de ruperi în exploatare analizate, un număr de 56 bucăți au prezentat ferită în miez.

Revenirea constă din încălzirea piesei călite pînă la o temperatură de 150—250°C. În acest caz se reduc parțial tensiunile interne obținute la călire și structura oțelului călit se transformă într-una mai stabilă (martensita de revenire, descompunerea austenitei etc.).

Dacă revenirea se execută la o temperatură mai joasă decît cea prescrisă, duritatea rămîne exagerată, reziliența scăzută, tensiunile interne relativ mari și pinionul este ușor expus spargerii, așa cum s-a arătat mai înainte. Dacă, însă, temperatura de revenire este prea înaltă, atunci duritatea scade mult și pinionul este expus unei uzuri rapide.

Tabloul succint al erorilor de tratament poate fi completat cu multe altele, care însă au mai puțină importanță pentru exploatare. Dacă la toate acestea vom adăuga defecte posibile de material, de forjare, de uzinaj și montaj, vom înțelege că stabilirea cauzelor care au provocat o scoatere prematură din serviciu a diferențialului este un lucru complex și presupune o temeinică analiză a situației în care s-a produs defecțiunea. De aceea, atunci cînd se produce o asemenea defecțiune, este necesară alcătuirea unei comisii de tehnicieni care să constate condițiile în care a avut loc accidentul și care să încheie un act de constatare cuprinzînd detaliat concluziile comisiei. Demontarea agregatului trebuie făcută atent, avîndu-se grijă ca părțile suspecte să fie înaintate uzinei sau atelierului, pentru ca acestea să tragă concluziile cele mai juste. Prezentarea cîtorva piese disparate și lipsa oricăror indicații cu privire la condițiile accidentului și situația găsită la demontarea agregatului fac dificilă detectarea cauzelor ruperii, indiferent de calitatea analizelor ce s-ar executa ulterior.

În ceea ce privește greșelile de exploatare, acestea se pot produce sub diferite forme.

În timpul funcționării autovehiculului, și în special la autocamioane, se transmite roților motoare un efort foarte mare. La demarajul autovehiculului, la schimbarea vitezelor, la frînare, la deplasarea pe drumuri cu denivelări mari și decelerări în viraje etc., autovehiculul suferă accelerări succesive, care, datorită masei mari a acestuia, provoacă eforturi suplimentare în pinioane, eforturi care întrec uneori mult pe cele transmise normal. Astfel, presiunea specifică pe suprafața dinților poate ajunge la autocamioane la circa 20 000 kg/cm² în viteza a II-a și a III-a și la circa 35 000 kg/cm² în viteza I sau la mersul înapoi. Sarcina principală se repartizează asupra dinților, care suferă încovoieri și șocuri, iar suprafața dinților trebuie să reziste la uzură prin frecarea de alunecare sau de rostogolire. Din aceste motive este necesar ca condițiile de exploatare a pinioanelor să reflecte grija pentru satisfacerea acestor condiții grele de funcționare.

Pentru pinioanele punții din spate, situația se prezintă și mai dezavantajos, dat fiind că raportul de demultiplicare a reductorului diferențialului este mare și plasarea acestuia în lanțul cinematic al autovehiculului este foarte nefavorabilă.

Experiența multor beneficiari a arătat că exploatarea punții din spate se poate face în foarte bune condiții cu mult peste 100 000 km rulaj. Astfel s-au constatat pinioane planetare care, după un parcurs de 80 000 km, prezentau o uzură atît de mică, încît se mai vedeau destul de clar rizurile de la rectificare.

La un alt autocamion cu un parcurs echivalent, de 126 000 km, se observă clar influența pozitivă a unei ungeri abundente și de bună calitate, care a ferit în cele mai bune condiții agregatul de uzură.

Suprafețele tuturor pinioanelor erau netede și necorodate, iar orificiile de acces ale lubrifiantului erau curate și în perfectă stare de funcționare. Suprafețele de lucru ale danturii tuturor pinioanelor indicau o angrenare corectă și se prezentau cu o suficientă rezervă de uzură.

În aceste condiții se observă deosebit de clar faptul că toleranțele de fabricație satisfac în suficientă măsură cerințele unei exploatări normale.

În procesul de exploatare a diferențialului, un rol deosebit de important îl are asigurarea unei bune angrenări a pinioanelor. Dat fiind că autovehiculul părăsește uzina producătoare bine reglat și că procesul normal de uzură a pinioanelor este un proces de mare durată, apare ca fiind cu totul nejustificată și dăunătoare tendința unor conductori auto de a regla diferențialul, pentru că acesta prezintă un zgomot anormal. Se știe că, în perioada de rodaj, și uneori și după această perioadă, diferențialul şi cutia de viteze prezintă un zgomot (continuu) ceva mai puternic, care dispare încetul cu încetul, pe măsura rodării împreună a perechilor de pinioane. Reglarea diferenţialului se va face numai în atelier şi numai în cazul cînd este necesară înlocuirea unor piese uzate, deoarece acest reglaj necesită o înaltă calificare a lucrătorilor de la montaj şi mai ales scule speciale.

În orice caz, după executarea reglajului trebuie executată verificarea angrenării cu vopsea, după poziţia petei de contact între dinţi. Pentru aceasta, pe dinţii pinionului de atac se aplică un strat subţire de vopsea şi se rotesc roţile. Dacă angrenarea roţilor este corectă, petele de contact pe dinţii pinioanelor se află la mijlocul înălţimii dintelui deplasat puţin spre capătul lui îngust, în acelaşi fel, oricare ar fi sensul de rotaţie al pinioanelor.

Pata de angrenare, de suprafaţă mică şi plasată în regiunile extreme sau de vîrf ale dintelui, duce la o asemenea concentrare de efort, încît ştirbirea danturii (şi deci distrugerea diferenţialului) nu poate fi amînată mult. Angrenarea la care petele au o suprafaţă mare şi sînt plasate la baza sau la vîrful danturii provoacă zgomote cu totul anormale (diferenţialul urlă).

Poziţia roţilor dinţate se reglează numai în raport cu locul petei de contact. Succesiunea reglajelor cuprinde în ordine normală :

— reglarea rulmenţilor axului pinionului de atac ;

— reglarea rulmenţilor axului coroanei dinţate ;

— reglarea angrenării roţilor dinţate conice ;

— reglarea rulmenţilor carcasei diferenţialului.

Pentru reglarea corectă a rulmenţilor este necesar ca atelierul să dispună de garnituri-standard de adaosuri de reglaj şi să interzică categoric orice fel de improvizaţii. De asemenea, pentru a se mări durata de serviciu a roţilor dinţate conice şi pentru a se realiza funcţionarea lor fără zgomot, ele trebuie selecţionate individual (împerechere). Dacă se va înlocui o roată oarecare, este recomandabil a se înlocui întregul grup.

Executarea montajului diferenţialului trebuie făcută în cele mai perfecte condiţii de acurateţe.

O mare atenţie trebuie acordată executării integrale şi la timp a tuturor categoriilor de întreţineri tehnice.

După fiecare 1 000 km rulaj trebuie verificat jocul axial al rulmenţilor roţilor, iar după 2 700—3 000 km rulaj se va controla nivelul valvolinei şi dacă nu există pierderi pe la garnituri. În special la completarea valvolinei există pericolul de a se introduce în carter valvolină cu murdărie (nisip, şpan etc.), mai ales atunci cînd această completare se face „din marş", fără o pregătire specială. Abrazivii introduşi cu această ocazie, pe lîngă faptul că măresc uzura în general (cuarţul are o duritate foarte mare, 7, în scara lui Mohs), se interpun între suprafeţele mari în frecare (şaibe, pinioane etc.) şi blochează prin gripaj întreg ansamblul. La analiza şaibelor unui pinion satelit s-au găsit, în straturi suprapuse :

— şpan fin produs prin rodaj şi uzură ;

— nisip de diverse granulaţii, introdus o dată cu valvolina ;

— şpan grosolan, produs la spargerea pinioanelor. În condiţii normale chiar, valvolina prezintă suficiente impurităţi, care prin centrifugare şi decantare se sedimentează în diverse regiuni greu accesibile ale carcasei şi pinioanelor. De aceea, după parcurgerea a 5 000—6 000 km rulaj, o dată cu schimbarea valvolinei, se va spăla carterul transmisiei principale cu petrol de două, trei ori, pînă la completa înlăturare a impurităţilor sedimentate.

Introducerea valvolinei cu impurităţi scoate extrem de rapid agregatul din funcţiune.

De mare importanţă este şi păstrarea lubrifiantului în vase curate, închise. Prezenţa apei şi a altor substanţe corozive atacă cu uşurinţă suprafeţele supuse uzurii, foarte receptive din acest punct de vedere. În valvolina scursă din carcasa unui diferenţial s-a găsit un procent de peste 1% sodă caustică şi o cantitate relativ mare de apă. Este aproape tipic faptul că diferenţialul cu distrugeri premature prezintă la demontare rulmenţii corodaţi puternic sau chiar blocaţi şi sparţi.

În sfîrşit se cuvine să amintim marea influenţă pe care o exercită asupra duratei de serviciu a pinioanelor diferenţialului conducerea corectă şi competentă a autovehiculului. Sînt reguli pe care numai grija faţă de autovehicul le stabileşte de la caz la caz, însă va trebui să se ţină seamă de faptul că ceea ce scurtează cel mai mult durata de funcţionare a pinioanelor este şocul cauzat de manevrarea brutală a autovehiculului.

Cuplarea bruscă a ambreiajului la demaraj, frînarea bruscă cu sau fără ambreiaj, executarea virajelor scurte şi în plină viteză, conducerea în viteză pe drumuri cu denivelări mari etc. sînt tot atîtea ocazii pentru crearea în dantura pinioanelor de supraeforturi periculoase.

De aceea cunoaşterea condiţiilor de fabricaţie şi montaj al pinioanelor şi respectarea regulilor de exploatare prescrise sînt o garanţie a asigurării unei cît mai lungi durate de exploatare a agregatului.

În producţia de serie mare a automobilelor este de la sine înţeles că atît aspectul tehnologic de fabricaţie cît şi cel de exploatare a produsului sînt perfect cunoscute.

Pentru cazurile în care apar totuşi unele defectări la diferenţial, situaţiile din acest articol au fost arătate în scopul de a uşura interpretarea cît mai corectă a acestor cazuri.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 669.046.517 : 543.27 : 621.746.74

Experimentarea instalaţiei dr. Feichtinger pentru obţinerea gazelor din metale prin metoda topirii în vid

Ing. OLEG NEGRUŞ
I.C.E.M.

Deoarece aparatele clasice de tipul Oberhoffer nu mai corespund cerinţelor actuale [1], au apărut de curînd instalaţii modernizate, mult îmbunătăţite. Instalaţia dr. Feichtinger, construită în colaborare cu Institutul „Max Planck'' din Düsseldorf (în anul 1955), deşi păstrează principiul clasic, prezintă îmbunătăţiri importante, care permit micşorarea timpului necesar analizelor, mărirea debitului, preciziei şi a temperaturii de lucru.

I. Părţile principale ale instalaţiei dr. Feichtinger

Aparatul este compus din cuptorul Thanheiser, puntea de legătură cu pompa de difuzie, pompa de difuzie de construcţie metalică cu mercur, pompa de colectare cu membrană tip dr. Feichtinger, microanalizor cu termostat şi pompa rotativă cu ulei.

Schema de funcţionare este asemănătoare cu schema clasică [2], [6]. Gazele rarefiate, care se elimină din creuzetul cuptorului la topirea probei de oţel, împreună cu cele care constituie proba-martor, sînt evacuate din spaţiul cuptorului (treapta a doua de vid) de către pompa cu difuzie şi dirijate pentru colectare spre pompa cu membrană, care le adună la presiunea normală în bireta de colectare. Gazele (H_2, N_2 şi O_2, sub formă de CO şi urme de CO_2) sînt dirijate spre microanalizor. În timpul degazării, gazele eliminate de pompa cu difuzie sînt evacuate prin pompa rotativă cu ulei. Cuptorul Thanheiser [1], [2], [6] are o construcţie îngrijită şi solidă, tubul de cuarţ este mai mare decît la aparate de tipuri vechi, iar capul superior *1* este confecţionat din metal. Peste el se îmbracă o închidere rapidă *5 b*, care permite o demontare uşoară a punţii de legătură. Puntea de legătură *3*, împreună cu pompa de difuzie, se deplasează prin răsucire în jurul unui ax fix orizontal.

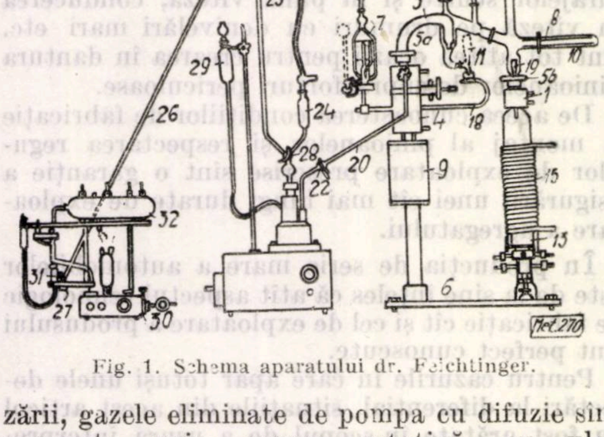


Fig. 1. Schema aparatului dr. Feichtinger.

Suprastructura cuptorului, legată cu puntea de legătură *2*, este prevăzută cu oglinda pentru măsurarea temperaturii *17*, depozitul de înmagazinare a probelor *8*, *10* şi un eventual dispozitiv pentru închiderea magnetică a creuzetului.

Cu ajutorul unei închideri rapide *5 a*, puntea de sticlă *3* leagă cuptorul cu pompa de difuzie, avînd derivaţie spre manometrul McLeod *7*, un dispozitiv pentru izolarea cuptorului *11* şi un manometru de siguranţă (în locul pîlniei *21*).

Pompa de difuzie metalică este legată, cu ajutorul închiderilor rapide, cu puntea cuptorului şi cu piesa de legătură *20* a pompei de ulei şi a pompei de colectare (robinetul *22*). Debitul acestei pompe este mare.

Pompa de colectare cu membrană (fig. 1, 2) se pune în funcţiune cu ajutorul unui electromotor, care deplasează în sus şi în jos membrana acoperită cu mercur. Gazele rarefiate sînt comprimate şi dirijate spre bireta de colectare *23*, sau în afară, cu ajutorul robinetului *28*. Sistemul de ventile la gurile de aspiraţie şi de evacuare a gazelor împiedică trecerea lor în direcţia opusă.

Pentru analiza gazelor se foloseşte un microanalizor de construcţie cu totul originală, bazat însă pe principiul clasic (fig. 1 şi 3). Gazele se aduc din bireta *23*, în rezervorul *31* şi cu ajutorul vasului de nivel respectiv (fig. 1).

Mişcarea gazelor în timpul analizei se realizează cu ajutorul pistonului, care evacuează sau absoarbe mercur în cilindrul respectiv. Volumul mercurului evacuat din cilindru se măsoară cu un micrometru pînă la 0,001 cm^3, prin strîngerea unui şurub de fixare.

Manipularea gazelor (fig. 3) colectate în rezervorul *B* se face în felul următor : se deschide robinetul *G* şi, prin mişcarea pistonului înapoi, gazele sînt aspirate în partea superioară a vasului *D* şi robinetul *G* se închide. După aceasta se introduce din pîlnia *C* o picătură de acid fosforic (1 : 20), care realizează mediul acid în bireta de ardere; se deschide ventilul *1* (de la vasul de egalizare) și gazele se împing în vasul de măsură *M1*; se egalează nivelul mercurului din vasul de măsurare și vasul de egalizare, iar începutul formării bulei de aer se situează în dreptul primului semn de măsurare de pe capilară. După închiderea ventilului *1*, acele micrometrului se aduc în poziția 0, se strînge șurubul de fixare, se deschide ventilul *2* și bula de aer se împinge în biureta de combustie, pînă ce capătul inferior al bulei ajunge la semnul de măsurare. Se citește volumul deplasat și pe urmă restul de gaze din capilară se împinge în biureta de ardere.

După aceasta se închide ventilul *2*, se deblochează micrometrul și se procedează la introducerea în vasul *D*, prin robinetul *E*, a oxigenului din electrolizor în cantitate aproximativ egală cu volumul gazelor.

Volumul oxigenului se măsoară și se adaugă la gazele din biureta de explozie după metoda descrisă, folosind acel semn de măsurare unde s-a oprit bula de oxigen după executarea egalizării nivelelor.

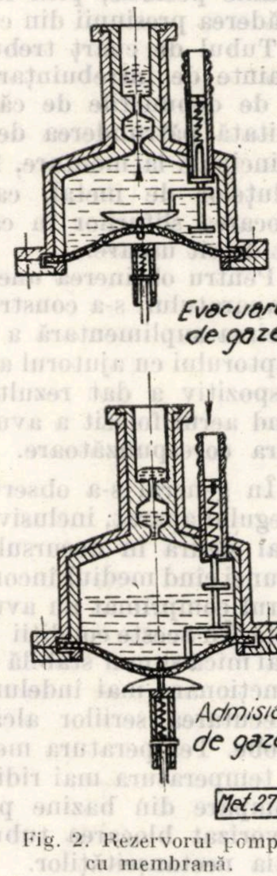


Fig. 2. Rezervorul pompei cu membrană.

Pe urmă se procedează la arderea amestecului, la răcirea și la măsurarea volumului rămas (se manipulează cu ventilul *3*).

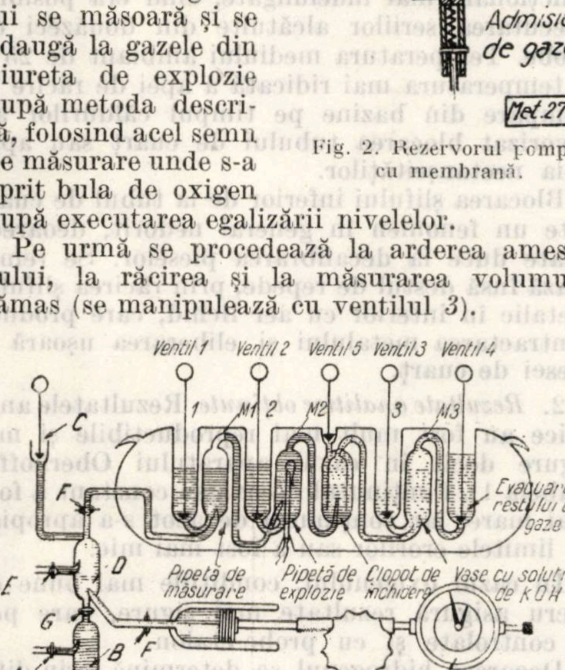


Fig. 3. Microanalizorul dr. Feichtinger.

Ultima operație este măsurarea volumului rămas după absorbție în hidroxid de potasiu, cu ajutorul ventilului *4*.

Între vasul de ardere și vasul de absorbție este intercalat un vas prevăzut cu clopot de închidere, care împiedică pătrunderea soluției de hidroxid în biureta de ardere și este umplut în interior în partea superioară cu soluție de hidroxid, iar în partea inferioară cu mercur.

Măsurarea gazelor se face cu precizia miimilor de centimetru, iar volumul amestecului gaze-oxigen trebuie să fie în limitele de 0,9—2 cm^3. În cazul conținutului de gaze mai mic se mărește volumul oxigenului pînă la atingerea valorii minime.

Analizorul dr. Feichtinger nu are spații moarte și exclude apariția mediului alcalin în biureta de ardere la manipularea corectă, care produce erori datorită absorbției bioxidului de carbon format în biuretă după ardere. La analizoarele vechi de tipul Oberhoffer, această problemă nu este rezolvată în mod satisfăcător.

Deplasarea forțată a pistonului în analizorul închis etanș poate să ducă la defectarea lui, iar lipsa de etanșeitate a ventilelor *3* și *4* la aspirarea gazului duce la pătrunderea accidentală a soluției de hidroxid în biureta de ardere.

Pentru dozarea urmelor de bioxid de carbon din gaze adunate inițial, se folosește o parte din gazele colectate în vasul *B*, deoarece construcția analizorului nu permite trecerea gazului prin pipeta cu soluție de hidroxid înaintea arderii.

Pentru analiza precisă numai a oxigenului există un analizor special, unde bioxidul de carbon se absoarbe în soluția de hidroxid, iar oxidul de carbon în soluția cupro-amoniacală.

Semnalizările de alarmă. Pentru prevenirea accidentelor în cazul funcționării defectuoase, instalația este prevăzută cu dispozitive pentru întreruperea automată a funcționării.

La scăderea presiunii apei de răcire de la capul metalic al cuptorului *13* sau de la serpentina *15*, sub valoarea la care au fost fixate siguranțele respective, se produce întreruperea automată a curentului de încălzire.

La pătrunderea aerului în cuptor, manometrul de siguranță întrerupe și el funcționarea instalației (în afara cazului cînd aerul a pătruns prin stratul de mercur de deasupra manometrului).

La încălzirea apei de răcire din serpentina *15* peste 45°C se produce de asemenea întreruperea funcționării, iar la atingerea temperaturii de 35°C intră în funcțiune sirena de alarmă.

II. Specificul instalației dr. Feichtinger în comparație cu tipul clasic

În general, instalația dr. Feichtinger este adaptată pentru microanalize.

Cu electrozi obișnuiți, prospectul asigură temperatura de lucru de 1750°C și de degazare de 1 900°C, iar în cazul electrozilor speciali 1 900 respectiv 2 100°C.

Valoarea probei-martor maximă admisă după prospect este de 0,050 m^3 în 10 min.

Se folosește sistemul de aruncare magnetic, care permite introducerea sigură a 20—25 probe, cu o greutate de circa 2 g fiecare și de dimensiuni care exclud blocarea probei pe traseu. Pentru probele care pierd gaze la menținere în vid (în special hidrogenul), există un dispozitiv-ecluză pentru introducerea lor direct în cuptor, fără întrebuințarea ascensorului cu mercur.

Volumul spațiului dintre pompa de difuzie și pompa de compresie este redus la o țeavă subțire pentru ușurarea operației de colectare a gazelor.

Deoarece spațiul treptei întîi de vid este foarte mic, aparatul nu este prevăzut cu manometru. Controlul vidului din această treaptă se poate executa cu ajutorul descărcătorului de înaltă frecvență, care colorează gazele rarefiate în diferite culori, în funcție de vidul existent.

Pompa de colectare cu membrană corespunde scopului, însă este mult prea susceptibilă la impurificări cu substanțe condensabile, fapt pentru care pierde din randament. Pentru a se evita spargerea pieselor din sticlă, se cere o atenție deosebită la manipularea lor.

În general, aparatul este bazat pe principiul evacuării rapide a gazelor din cuptor (temperatura de lucru ridicată, probe mici, pompă de difuzie puternică). Acest lucru contribuie la scăderea cantității de CO absorbit de distilatul metalic în cuptor, obținîndu-se rezultate analitice mai bune. Reducerea timpului de pompare la 10 minute, care ar fi putut să ducă la o degajare mai puțin completă a azotului din oțeluri speciale, se compensează însă prin temperatura mai ridicată de lucru și prin volumul mai mic al probei.

Constructorii aparatului au căutat să înlăture legăturile rigide la piesele din sticlă, înlocuindu-le parțial în spațiul vidului de treapta întîi cu manșoane din tuburi plastice, cu închideri rapide prevăzute cu garnituri de cauciuc la treapta întîi și a doua de vid, și armînd unele piese mai complicate cu cadre din plexiglas.

III. Constatările făcute la experimentarea instalației

1. *Condițiile de răcire și de întreținere a cuptorului.* S-a constatat că condițiile esențiale pentru o bună funcționare a aparatului sînt: răcirea corespunzătoare, care necesită ca apa să fie sub presiunea constantă de 4 at, lipsa de depuneri în răcitoarele cuptorului și existența dispozitivului pentru continuarea răcirii pe timp de o jumătate de oră, după o eventuală oprire neașteptată a apei din conductă.

Presiunea mai scăzută a apei de răcire (2 — 3 at), la temperatura de lucru de 1 700°C, nu este permisă, deoarece poate să ducă, în special vara, la blocarea șlifului principal sau la pătrunderea aerului în cuptor din cauza supraîncălzirilor. Variațiile instantanee ale presiunii, care duc pînă la declanșarea semnalului de alarmă, nu sînt nici ele permise, deși au un efect mai slab. Reglarea siguranțelor în funcție de condițiile locale trebuie să prevină defecțiunile posibile, prin întreruperea încălzirii la scăderea presiunii din conducta de apă.

Tubul de cuarț trebuie să fie bine curățat, înainte de întrebuințare, de distilatul metalic și de depunerile de cărbune și trebuie să fie evitată pătrunderea de impurități pe șlifurile principale la montare, în special a foițelor sau biluțelor de metal, care contribuie mult la blocarea șlifurilor în cazul unei supraîncălziri cît de cît ușoare.

Pentru obținerea unei funcționări mai sigure a aparatului, s-a construit un dispozitiv pentru răcirea suplimentară a părților vulnerabile ale cuptorului cu ajutorul aerului comprimat. Acest dispozitiv a dat rezultate foarte bune atunci cînd aerul folosit a avut presiunea și temperatura corespunzătoare.

În general s-a observat că funcționarea întregului aparat, inclusiv cuptorul, devenea mult mai sigură în decursul timpului mai răcoros, atunci cînd mediul înconjurător, apa de răcire și aerul comprimat au avut temperatura mai scăzută. În aceste condiții se obținea proba-martor mai mică și mai stabilă în decursul perioadei de funcționare mai îndelungate, cînd era posibilă executarea seriilor alcătuite din douăzeci de probe. Temperatura mediului ambiant de 25°C și temperatura mai ridicată a apei de răcire la pompare din bazine pe timpul căldurilor au favorizat blocarea tubului de cuarț sau apariția neetanșeităților.

Blocarea șlifului inferior de la tubul de cuarț este un fenomen în general nedorit, deoarece poate duce la decalibrarea pieselor. Se remediază însă destul de repede, prin răcirea șlifului metalic în interior cu aer lichid, care produce contractarea metalului și eliberarea ușoară a piesei de cuarț.

2. *Rezultate analitice obținute.* Rezultatele analitice au fost mult mai reproductibile și mai sigure decît în cazul aparatului Oberhoffer (tabela 1). Conținutul de oxigen constant a fost mai mare, iar conținutul de azot s-a apropiat de limitele erorilor sau a fost mai mic.

În cazul oxigenului, condițiile mai bune de lucru asigură rezultate mai sigure, care pot fi controlate și cu probe-etalon.

Deoarece hidrogenul se determină prin diferență cu oxigenul dintr-o măsurare comună, cele menționate mai sus sînt valabile și aici.

În legătură cu dozarea azotului, care se calculează după scăderea oxigenului și hidrogenului din volumul total de gaze, rezultatele sînt influențate, în afara temperaturii de lucru, a

Tabela 1

Nr. crt.	Simbol	Materialul	Aparatul Feichtinger, t – 1 700°C durata pompării, 10 min				Aparatul Oberhoffer, t – 1 600°C durata pompării, 15 min			
			Total	H_2 cm³	O_2 %	N_2 %	Total	H_2 cm³	O_2 %	N_2 %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	A	Oțel turnat aliat	19,0	4,8	0,0060	0,0083	17,5	5,8	0,0034	0,0086
2	B	Oțel turnat aliat	18,5	4,1	0,0060	0,0075	24,8	7,4	0,0051	0,0128
3	B	Oțel turnat aliat	22,7	5,0	0,0065	0,0110	18,7	7,6	0,0027	0,0092
4	C	Oțel turnat aliat	16,7	3,1	0,0053	0,0079	18,7	5,7	0,0047	0,0080
5	D	Oțel turnat aliat	18,0	1,5	0,0070	0,0084	20,0	3,4	0,0051	0,0118
6	D	Oțel turnat aliat	22,7	2,5	0,0079	0,0116	15,6	5,3	0,0034	0,0070
7	E	Oțel turnat aliat	20,8	3,1	0,0066	0,0107	24,6	6,1	0,0061	0,0125
8	E	Oțel turnat aliat	20,8	3,8	0,0067	0,0097	23,4	5,9	0,0057	0,0119
9	F	Oțel turnat aliat	16,0	2,7	0,0054	0,0075	24,0	6,0	0,0057	0,0125
10	F	Oțel turnat aliat	27,2	3,1	0,0081	0,0157	20,6	4,8	0,0057	0,0080

duratei de pompare, a condițiilor de ardere [7] (incandescența filamentului și prezența negrului de platină), și de eventuala prezență a nitrurilor speciale [4, 6], care se dozează greu, precum și de pătrunderile trecătoare sau progresive ale aerului prin șlifurile supraîncălzite în cazuri de funcționare anormală.

S-a observat că pătrunderile de aer sînt mult mai pronunțate la aparatul Oberhoffer și duc uneori la cantități exagerate de azot găsit.

Referitor la datele cuprinse în tabela 1, remarcăm că probele nu au fost perfect omogene, iar diferențele obținute la determinarea hidrogenului se explică prin pierderi mai mari la păstrarea și prelucrarea mecanică a probelor în cazul rezultatelor obținute cu instalația Feichtinger (s-a lucrat cu o lună mai tîrziu, iar probele au fost de cinci ori mai mici).

Influența defavorabilă a distilatului metalic asupra dozării oxigenului (absorbția de CO) este arătată în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Simbol	Materialul	O_2% tub încărcat cu distilat	O_2% tub curățat
1	A	Oțel aliat laminat	0,0021	0,0065
2	B	Oțel aliat laminat	0,0042	0,0060
3	C	Oțel aliat laminat	0,0029	0,0063
4	D	Oțel aliat laminat	0,0047	0,0071
5	E	Oțel aliat laminat	nu s-a găsit*	0,0086

* S-a lucrat șapte minute cu cuptorul închis, fiind absorbită întreaga cantitate de CO.

Tabela 3

Nr. crt.	Materialul	Proba A N_2 %	Proba B N_2 %
1	Oțel laminat aliat	0,0071	0,0095
2	Oțel laminat aliat	0,0091	0,0126
3	Oțel laminat aliat	0,0096	0,0140
4	Oțel laminat aliat	0,0099	0,0135
5	Oțel laminat aliat	0,0105	—
6	Oțel laminat aliat	Au pătruns cantități mai mari de aer	—

Influența defavorabilă a pătrunderilor de aer prin șliful principal supraîncălzit este demonstrată în tabela 3 (la calcul a fost scăzută valoarea inițială a probei-martor).

Lipsa etaloanelor cu azot nu a permis verificarea rezultatelor obținute, care trebuiau să aibă compoziția apropiată de oțelul analizat (cazul prezenței nitrurilor speciale). Controlul poate fi executat și prin repetarea analizelor la temperatură mai mare de lucru, cu electrozi speciali.

Observații generale

În afară de oțeluri și fonte, prin metoda topirii în vid se pot analiza și gazele din cupru, în special oxigenul, fiind necesară o temperatură de lucru mai scăzută.

În legătură cu aprecierile generale asupra instalației dr. Feichtinger, unii autori [3] susțin că folosirea la această instalație a unui cuptor cu inducție ar fi dus la un rezultat mai bun. Existența răcitorului demontabil, a șlifurilor cu unsoare, relativ slab răcite și a pieselor mari din grafit, în cazul cuptorului Thanheiser, îl fac mult mai susceptibil la complicații în timpul lucrului decît cuptoarele cu inducție.

Ca greutăți principale pentru exploatarea acestei instalații, în afara condițiilor de răcire, ar fi și lipsa mijloacelor pentru executarea reparațiilor, deși în general piesele de sticlă sînt mai puțin vulnerabile față de tipul vechi, dacă se manipulează corect.

Totuși, prezența pompelor care transportă mercurul în spații care se închid ermetic poate să ducă și aici, în cazul greșelilor, la deteriorări.

BIBLIOGRAFIE

[1] Prospectele firmei Ströhlein Düsseldorf.
[2] Kliaciko, I. A. *Analiza gazelor și incluziunilor din oțeluri*, Metallurghizdat, 1955.
[3] Atlasov, A. G. Zavodskaia Laboratoria, nr. 7, 1956.
[4] Turovțeva, Z. M. Zavodskaia Laboratoria, nr. 12, 1957.
[5] Kliaciko, I. A. Zavodskaia Laboratoria, nr. 12, 1957.
[6] Negruș, O. Metalurgia, nr. 6, 1961.
[7] Zimmermann, K. *Neue Hütte*, nr. 10, 1957.

Construcția de mașini

CZ 625.28-585/.22

Utilizarea în tracțiunea feroviară a turbotransmisiilor cu și fără ambreiaje hidraulice

Ing. HENRY HOLBAN și ing. ALOIS WEGENKITTL
Uzina „23 August” – București Voith – Austria

În cele ce urmează se vor analiza comparativ avantajele și dezavantajele utilizării de ambreiaje hidraulice, în construcția turbotransmisiilor folosite pentru tracțiunea feroviară. Această analiză se referă în special la puterile mijlocii și mari (peste 300 CP).

1. Construcția turbotransmisiilor hidraulice

În vederea acestei analize construcțiile se grupează astfel :

1.1. Turbotransmisii prevăzute numai cu convertizoare hidraulice și anume :

1.1.1. Cu una, două sau trei trepte prevăzute fiecare cu un convertizor propriu.

1.1.2. Cu un singur convertizor urmat de mai multe trepte mecanice, convertizorul fiind în funcțiune la toate treptele.

1.2. Turbotransmisii prevăzute și cu ambreiaje hidraulice sau cu transmitere directă mecanică.

1.2.1. Cu două sau trei trepte prevăzute fiecare cu un element hidraulic, din care ultimul sau ultimele două sînt ambreiaje hidraulice.

1.2.2. Cu un convertizor hidraulic care :

— este în funcțiune numai la unele trepte de demultiplicație, sau

— este transformabil pentru a se obține mai multe trepte, în ultima funcționînd ca ambreiaj.

1.2.3. Cu un ambreiaj hidraulic și mai multe trepte mecanice, ambreiajul fiind în funcțiune la toate sau numai la o parte din trepte.

În fig. 1 s-au redat sub formă de tabelă schemele de funcționare ale transmisiilor conform acestei clasificări, împreună cu diagramele lor caracteristice de tracțiune și randament.

2. Caracteristicile principale ale convertizoarelor și ale ambreiajelor hidraulice

Caracteristica principală a convertizorului este transformarea cuplului primar primit în cuplu secundar de ieșire. Această transformare are loc corespunzător nevoilor de tracțiune și anume în sensul obținerii unui cuplu mare la viteze mici, care scade odată cu creșterea vitezei. În mod corespunzător cresc și scad și forțele de tracțiune, obținîndu-se o variație continuă. Cuplul de ieșire poate fi, în momentul pornirii, de 3—5 ori mai mare decît cuplul de intrare, obținîndu-se un randament maxim de peste 80% și posibilitatea de a se utiliza bine puterea instalată a motorului.

Pentru a putea îndeplini transformarea cuplului, convertizorul este prevăzut cu trei corpuri separate (prevăzute cu palete) : rotorul pompei fixat pe axa de intrare, rotorul turbinei fixat pe axa de ieșire și statorul (fig. 2).

Energia primită de la motor este transmisă de către pompă lichidului și se transformă în presiune și viteză. La trecerea prin turbină, lichidul cedează acesteia energia sa. Variația cuplului se face cu ajutorul statorului, care servește ca reazem pentru transformare.

Spre deosebire de convertizor, ambreiajul hidraulic nu este prevăzut cu un stator, neputînd deci transforma cuplul primit (fig. 3).

Și în cazul ambreiajului, rotorul acționat de motor lucrează ca o pompă și antrenează lichidul în mișcarea sa de rotație, producînd la periferie o presiune, datorită forțelor centrifuge.

Din cauza diferențelor de presiune lichidul se pune în mișcare, formînd un inel care circulă din rotorul pompei în rotorul turbinei, pe care-l și antrenează.

În cazul ambreiajului, cuplul de ieșire este egal cu cel de intrare, iar randamentul este direct proporțional cu alunecarea ε (raportul dintre turația de ieșire și cea de intrare). La turația maximă alunecarea este de circa 3% iar randamentul de circa 97%.

Relația de calcul valabilă pentru convertizor și ambreiaj este :

$$N = K\left(\frac{n}{1\,000}\right)^3 D^5$$

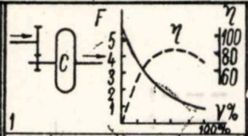
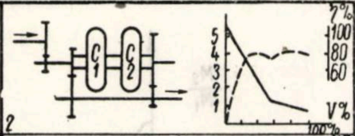
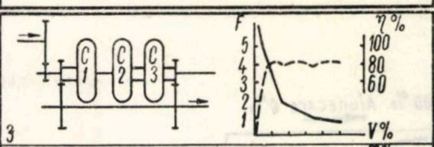
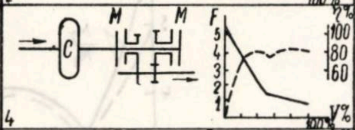
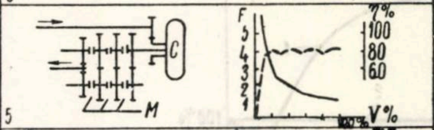
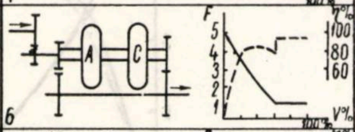
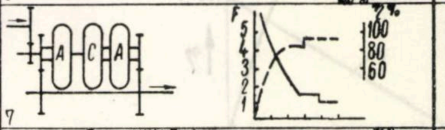
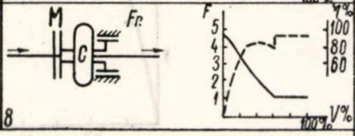
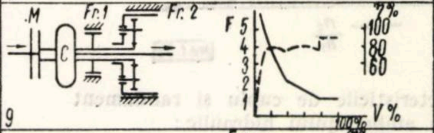
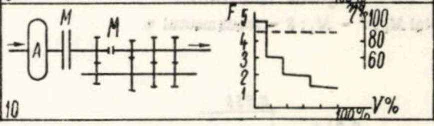
Grupa	Subgrupa	Cu 1 treaptă	Cu 2 trepte	Cu 3 sau mai multe trepte	Observații
1.1	1.1.1	 1	 2	 3	Transmisii hidraulice propriu zise
	1.1.2	Legendă: A ambreiaj hidraulic C convertizor hidraulic Fr. frînă V viteza % F forța de tracțiune $\left(\frac{F_c}{R}\right)$	 4	 5	Transmisii hidraulice cu trepte mecanice
1.2	1.2.1	η randament % M cuplă sau ambreiaj mecanic	 6	 7	Transmisii hidraulice propriu zise
	1.2.2		 8	 9	Transmisii hidromecanice
	1.2.3			 10	Transmisii hidromecanice

Fig. 1. Clasificarea transmisiilor hidraulice și caracteristicile lor:

1 – I.T.C.M.E. – R.P.R., S.R.M., Twin Disk; *2* – Voith L24, L26, L28 și CKD – H350; *3* – Voith L306, L630, L830 și CKD-M 650; *4* – Twin Disk-Regiani; *5* – Mekydro (convertizor decuplabil) și Krupp (cu palete mobile la pompe); *6* – CKD – H150, Voith – L22; *7* – TGM1 – U.R.S.S., Voith-L37; *8* – SRM – D; *9* – SRM – DS; *10* – Mylius.

în care:

N este puterea transmisă, CP;

n — turația de intrare, rot/min;

D — diametrul interior maxim, m;

K — coeficient de calcul, egal cu 800 — 1 200.

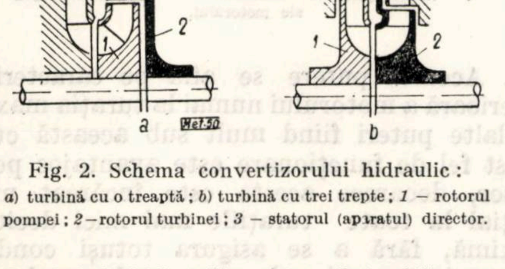


Fig. 2. Schema convertizorului hidraulic:

a) turbină cu o treaptă; *b*) turbină cu trei trepte; *1* – rotorul pompei; *2* – rotorul turbinei; *3* – statorul (aparatul) director.

Ambreiajul hidraulic este, datorită caracteristicilor sale, foarte potrivit pentru cuplu mic și turație mare, deci pentru forțe de tracțiune mici și viteze mari ale vehiculului, asigurînd în aceste condiții un randament ridicat (97%). Din cele ce urmează, se constată că acest avantaj nu poate fi exploatat în condiții optime din cauză că, la scăderea vitezei, se reduce corespunzător și turația motorului, situația fiind asemănătoare cu aceea a unei transmisii mecanice directe (fig. 4 și 5).

Spre deosebire de ambreiaj, convertizorul hidraulic este foarte potrivit pentru obținerea unui cuplu mare la vitezele mici, asigurînd și o variație continuă și automată a cuplului odată cu creșterea vitezei (fig. 6 și 7).

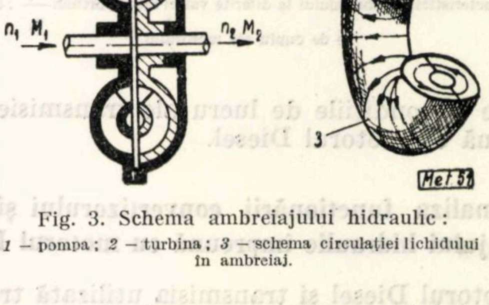


Fig. 3. Schema ambreiajului hidraulic:

1 – pompa; *2* – turbina; *3* – schema circulației lichidului în ambreiaj.

La prima vedere ar rezulta că o turbotransmisie hidraulică compusă dintr-un convertizor pentru pornire și unul sau două ambreiaje pentru vitezele mai mari constituie soluția cea mai bună, din punct de vedere al randamentelor. Deoarece însă și felul de utilizare a puterii motorului are o influență importantă asupra calităților de tracțiune, trebuie analizate și condițiile de lucru ale transmisiei împreună cu motorul Diesel.

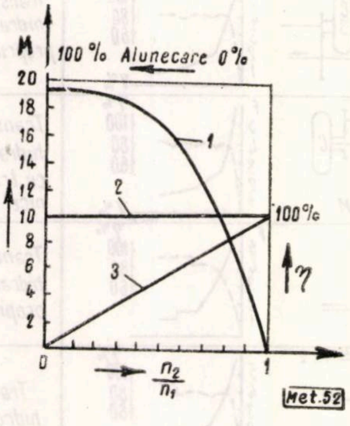


Fig. 4. Caracteristicile de cuplu și randament ale ambreiajului hidraulic:

1 – cuplul M_2; 2 – M_1; 3 – randamentul η.

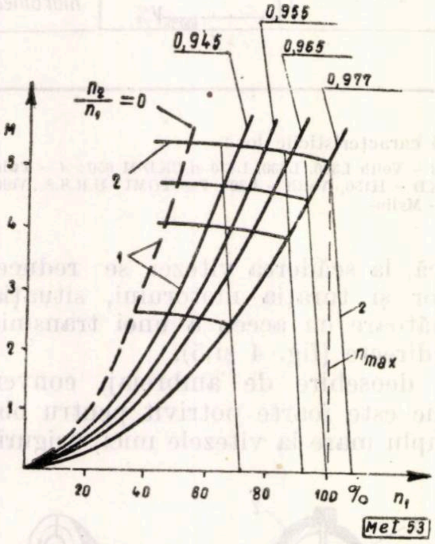


Fig. 5. Caracteristicile de cuplu ale ambreiajului hidraulic:

1 – caracteristicile ambreiajului la diferite valori ale raportului $\frac{n_2}{n_1}$; 2 – curbele de cuplu ale motorului.

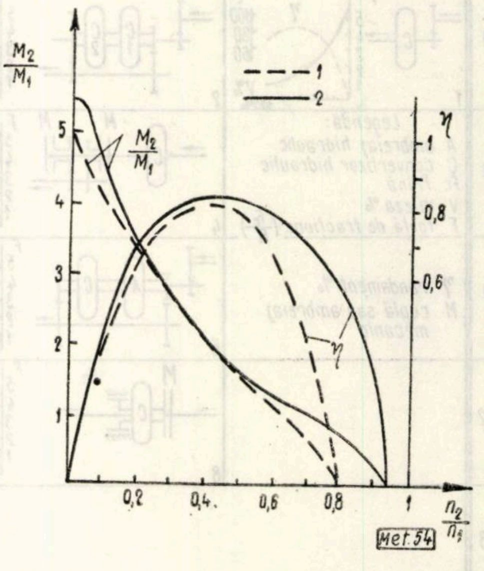


Fig. 6. Caracteristica de cuplu și cea de randament ale convertizorului hidraulic:

1 – pentru convertizorul cu turbină cu o singură treaptă; 2 – pentru convertizorul cu turbină cu trei trepte.

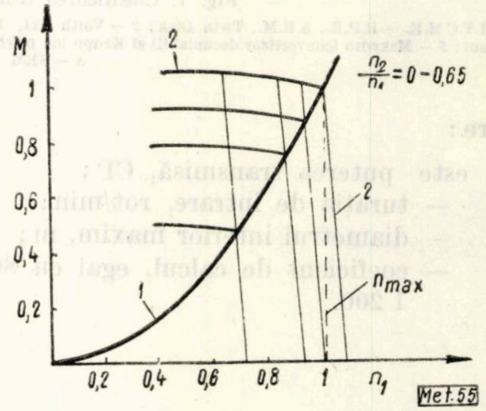


Fig. 7. Caracteristica de cuplu a convertizorului hidraulic:

1 – caracteristica convertizorului; 2 – curbele de cuplu ale motorului.

3. Analiza funcționării convertizorului și ambreiajului hidraulic împreună cu motorul Diesel

Motorul Diesel și transmisia utilizată trebuie să lucreze împreună la echipamentele de tracțiune, în așa fel încît să se obțină o utilizare cît mai bună a puterii motorului în toate regimurile de funcționare, cu un consum de combustibil cît mai redus și cu o uzură minimă a mașinii.

3.1. În cazul funcționării pe convertizor hidraulic, puterea preluată de transmisie de la motor urmează caracteristica, zisă de elice, a turbinei, care asigură, pentru fiecare turație impusă motorului, preluarea unei anumite puteri. Această putere se află pe caracteristica exterioară a motorului numai la turația maximă, celelalte puteri fiind mult sub această curbă. Acest fel de funcționare este avantajos pentru motor, deoarece acesta este încărcat numai parțial la toate turațiile mai mici decît cea maximă, fără a se asigura totuși condițiile cele mai economice de consum de combustibil așa cum se poate realiza, de exemplu, la o transmisie electrică (fig. 8). De asemenea faptul că turația motorului este independentă de turația axului de ieșire și deci de viteza vehiculului (ca la transmisia electrică) este un avantaj important pentru utilizarea întregii puteri a motorului. La viteze mici coeficientul de utilizare a puterii este, de exemplu, chiar mai bun ca la transmisia electrică. Regula-

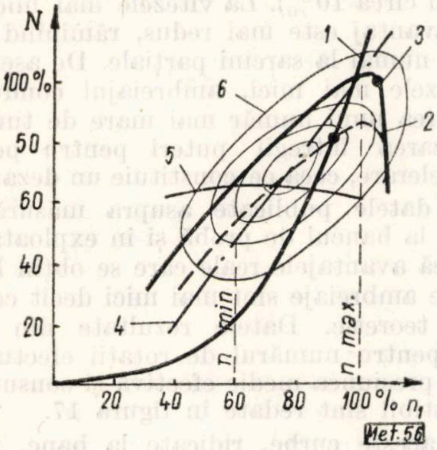


Fig. 8. Compararea caracteristicii de putere a convertizorului cu cea a motorului Diesel cu regulator de turaţie:

1 – caracteristica convertizorului; 2 – caracteristicile motorului; 3 – limita prevăzută la regulator; 4 – exemplu de reglaj al puterii preluate de o transmisie electrică; 5 – cuplul motor; 6 – curbele de egal consum de combustibil al motorului.

torul motorului poate fi de turaţie, de putere sau mixt.

3.2. În cazul ambreiajului hidraulic, cu utilizarea unui regulator de turaţie, funcţionarea se face pe curba exterioară a motorului, neexistînd posibilitatea de reglare parţială a puterii,

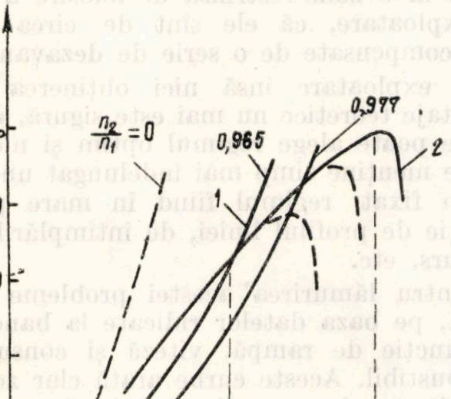


Fig. 9. Compararea caracteristicilor de putere ale ambreiajului şi ale motorului Diesel cu regulator de turaţie:

1 – caracteristicile ambreiajului la diferite valori ale raportului $\frac{n_2}{n_1}$; 2 – caracteristicile motorului la diferite turaţii.

decît prin variaţia turaţiei motorului şi deci a vitezei vehiculului, deoarece între axa de intrare şi cea de ieşire există o legătură obligatorie (fig. 9). Dacă se foloseşte un regulator de putere, sînt posibile încărcări parţiale ale motorului la toate turaţiile şi deci la toate vitezele vehiculului, deşi viteza rămîne legată de turaţie (fig. 10).

Din cele arătate reiese necesitatea, în caz de folosire a ambreiajelor, de a utiliza regulatoare de putere, pentru a se putea folosi şi regimurile parţiale, care în anumite zone pot conduce la reducerea consumului de combustibil. Acest avantaj reiese din diferenţa de randament (de la circa 82% la convertizor la circa 97% la ambreiaj), cu toate că zonele de consum specific în care se foloseşte ambreiajul sînt în mare parte mai puţin favorabile decît în cazul convertizorului şi anulează parţial efectul avantajos al unui randament mai bun.

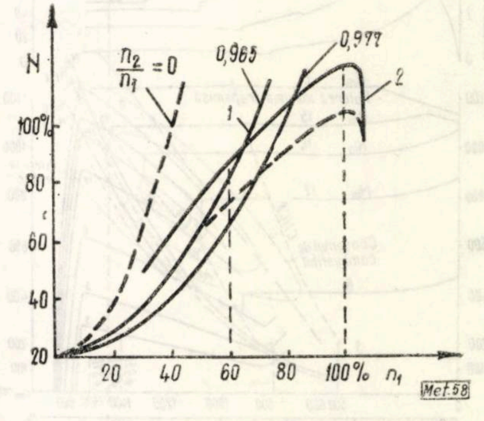


Fig. 10. Compararea caracteristicilor de putere ale ambreiajului şi ale motorului Diesel cu regulator de putere (umplere):

1 – caracteristicile ambreiajului la diferite valori ale raportului $\frac{n_2}{n_1}$; 2 – caracteristicile motorului la diferite limite de injecţie (umplere).

Caracteristica principală a mersului cu ambreiajul este dependenţa de viteză a turaţiei motorului. Această dependenţă conduce, la vitezele mai mici, tocmai cînd este nevoie de putere mare pentru accelerare, la imposibilitatea de a se utiliza toată puterea motorului. La depăşirea vitezei maxime, în special în pante, există pericolul supraturării motorului, în care scop este necesar un dispozitiv de protecţie.

În cazul utilizării ambreiajelor, un rol important îl joacă şi uzura bandajelor, care impune să se prevadă, la bandajele noi, viteza maximă a vehiculului la o turaţie sub cea maximă (deci să nu se utilizeze complet puterea motorului) sau la bandajele uzate să se reducă viteza maximă la cea corespunzătoare turaţiei maxime a motorului. Diferenţa de diametru între bandajele noi şi cele uzate fiind de 8–10%, variaţia vitezei maxime sau neutilizarea unei părţi din puterea motorului e te destul de importantă şi trebuie luată în seamă.

Pentru analizele comparatiev ce urmează se redă în figura 11 [2] caracteristicile principale simplificate ale echipametuluin de tracțiune al unei locomotive (V 100 – DBB).

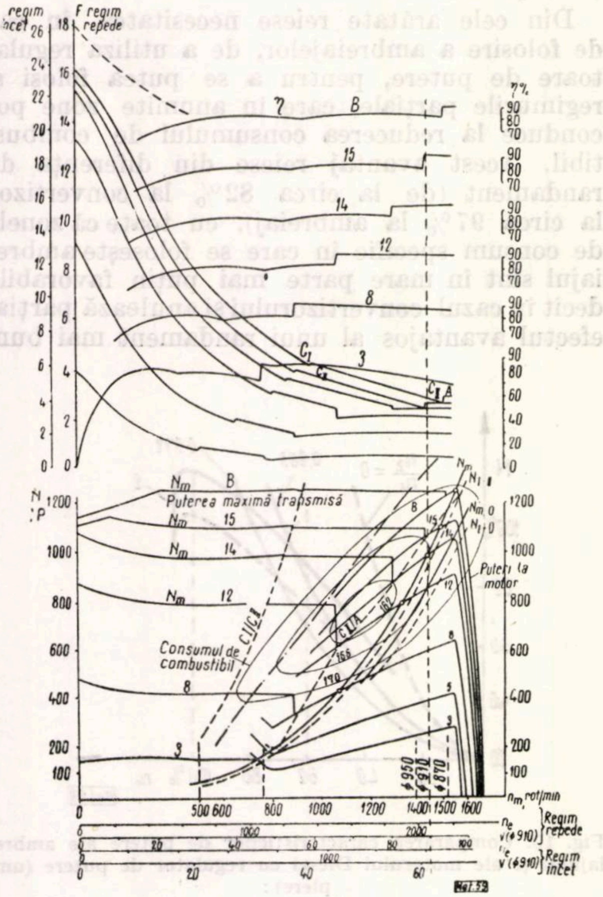


Fig. 11. Caracteristicile echipamentului de tracțiune al unei locomotive (V 100):

N_{I-0} – puterea absorbită de convertizorul I la $v=0$ care corespunde puterii N_{m-0}; N_{I-II} – puterea absorbită de convertizoarele I și II în mers, care corespunde puterii N_m; $3-15$ – trepte de putere; N_m – puterea preluată de la motor de către transmisie și serviciile auxiliare; N_{m-0} – puterea preluată de la motor la $v=0$ de către transmisie și serviciile auxiliare; n_e – turația de ieșire.

4. Analiza comparativă a avantajelor și a dezavantajelor folosirii de ambreiaje în construcția turbotransmisiilor hidraulice

În cele ce urmează se vor analiza comparativ randamentele, utilizarea puterii, turațiile motorului, presiunea medie efectivă și consumul de combustibil pentru patru transmisii și anume:

— două transmisii numai cu convertizoare, dintre care una cu două convertizoare și una cu trei convertizoare;

— două trasmisii cu ambreiaje, dintre care una cu un convertizor și un ambreiaj iar cealaltă cu două convertizoare și un ambreiaj.

În figurile 12–16 se redă această analiză sub formă grafică. Ea se bazează pe date calculate teoretic.

Această analiză generală permite să se constate că, în jurul vitezei maxime, utilizarea unui ambreiaj prezintă avantaje prin randamentul mai bun care reduce consumul de combustibil (cu circa 10%). La vitezele mai mici însă, acest avantaj este mai redus, rămînînd deplin valabil numai la sarcini parțiale. De asemenea, la vitezele mai mici, ambreiajul conduce la efectuarea unui număr mai mare de ture și la neutilizarea întregii puteri pentru perioada de accelerare, ceea ce constituie un dezavantaj.

Din datele publicate asupra măsurătorilor făcute la bancul de probă și în exploatare [3] reiese că avantajele reale care se obțin la folosirea de ambreiaje sînt mai mici decît cele calculate teoretic. Datele rezultate din aceste probe pentru numărul de rotații efectuate de motor, presiunea medie efectivă și consumul de combustibil sînt redate în figura 17.

Din aceste curbe, ridicate la banc, rezultă diferențe maxime de consum, între cele două feluri de transmisii, de: 252,5–228=24,5 g/CPh deci de circa 10,7% la 25% din puterea maximă și 211–188=23 g/CPh deci de circa 9,2% la puterea maximă, viteza fiind în ambele cazuri 90% din cea maximă.

La vitezele mai mici, aceste diferențe de consum în favoarea ambreiajului scad, consumurile fiind practic egale în ambele cazuri la viteze mai mici decît 60% din viteza maximă.

Se poate constata deci că avantajele de consum în cazul utilizării de ambreiaje se limitează la o zonă restrînsă de folosire a mașinii în exploatare, că ele sînt de circa 10% și sînt compensate de o serie de dezavantaje.

În exploatare însă nici obținerea acestor avantaje teoretice nu mai este sigură, deoarece nu se poate alege regimul optim și nici nu se poate menține timp mai îndelungat un anumit regim fixat, regimul fiind în mare parte în funcție de profilul liniei, de întîmplările de pe parcurs, etc.

Pentru lămurirea acestei probleme se trasează, pe baza datelor ridicate la banc, curbe în funcție de rampă, viteză și consumul de combustibil. Aceste curbe arată clar zonele de funcționare în care fiecare tip de transmisie dintre cele analizate conduce la o reducere a consumului de combustibil. Aceste curbe sînt redate în figura 18.

În cazul utilizării transmisiei cu trei convertizoare, consumul de combustibil scade pe măsură ce sarcina crește. Astfel, la 500 t remorcate în toate regimurile de mers, transmisia cu trei convertizoare este mai avantajoasă. La 200 t remorcate se poate afirma că ambele transmisii se comportă la fel, fiecare prezentînd zone avantajoase. La tonaje remorcate mai mici, avantajele transmisiei cu ambreiaj devin tot mai însemnate dar aceste regimuri sînt

Tablou comparativ pentru transmisii cu şi fără ambreiaj

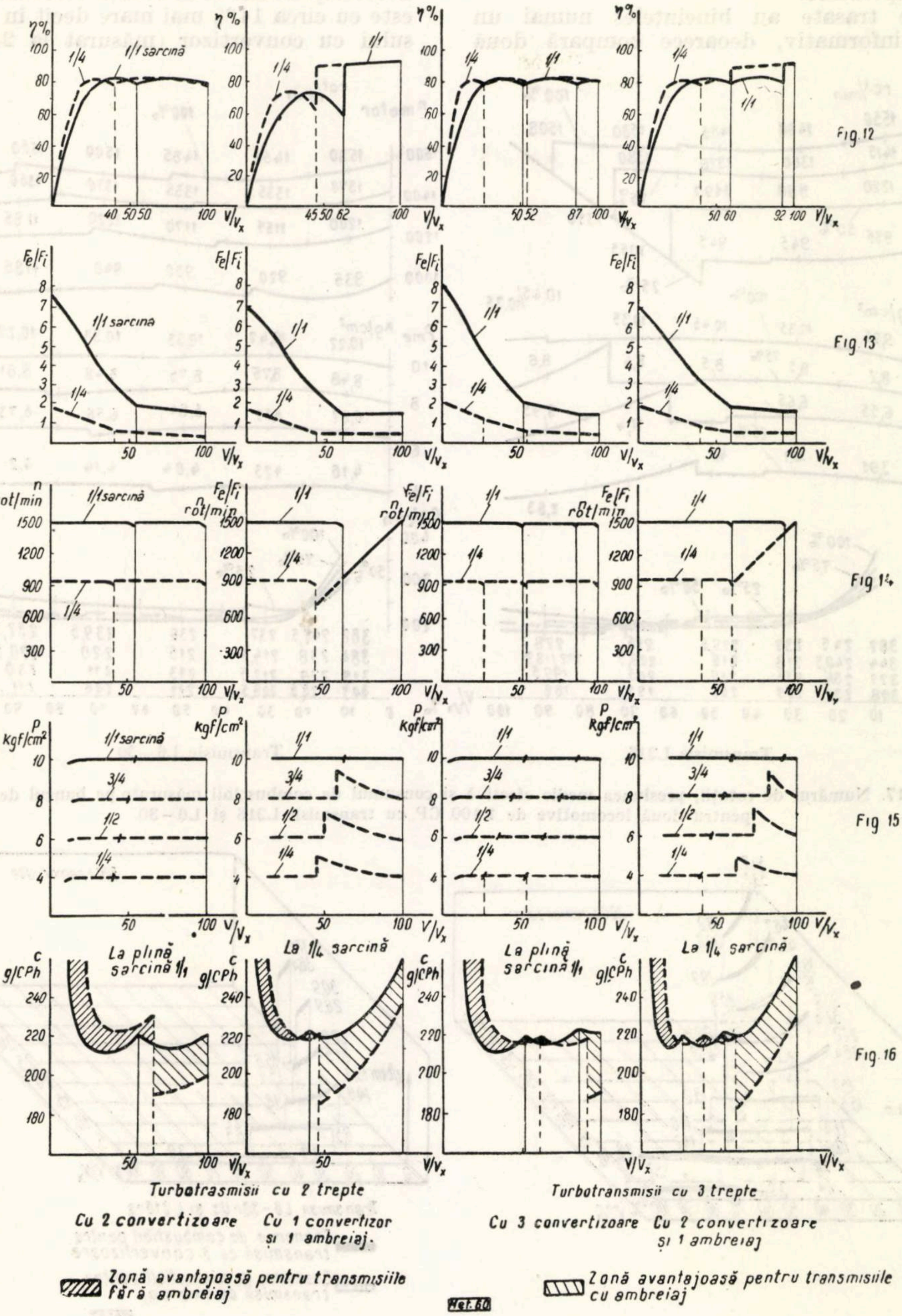


Fig. 12. Randamentul pentru transmisii cu şi fără ambreiaj:

η — randamentul, %; V — viteza momentană, km/h; V_x — viteza maximă km/h.

Fig. 13. Forţa de tracţiune pentru transmisii cu şi fără ambreiaj:

F_e — forţa momentană; F_i — forţa la viteza V_x; $F_i = \frac{270\,N}{V_x}$, în care N este puterea la intrare.

Fig. 14. Turaţia pentru transmisii cu şi fără ambreiaj:

n — număr de rotaţii pe minut.

Fig. 15. Presiunea medie efectivă:

p — presiunea medie în camera de ardere a motorului, kgf/cm².

Fig. 16. Consumul de combustibil:

c — consum de combustibil, g/CPh;

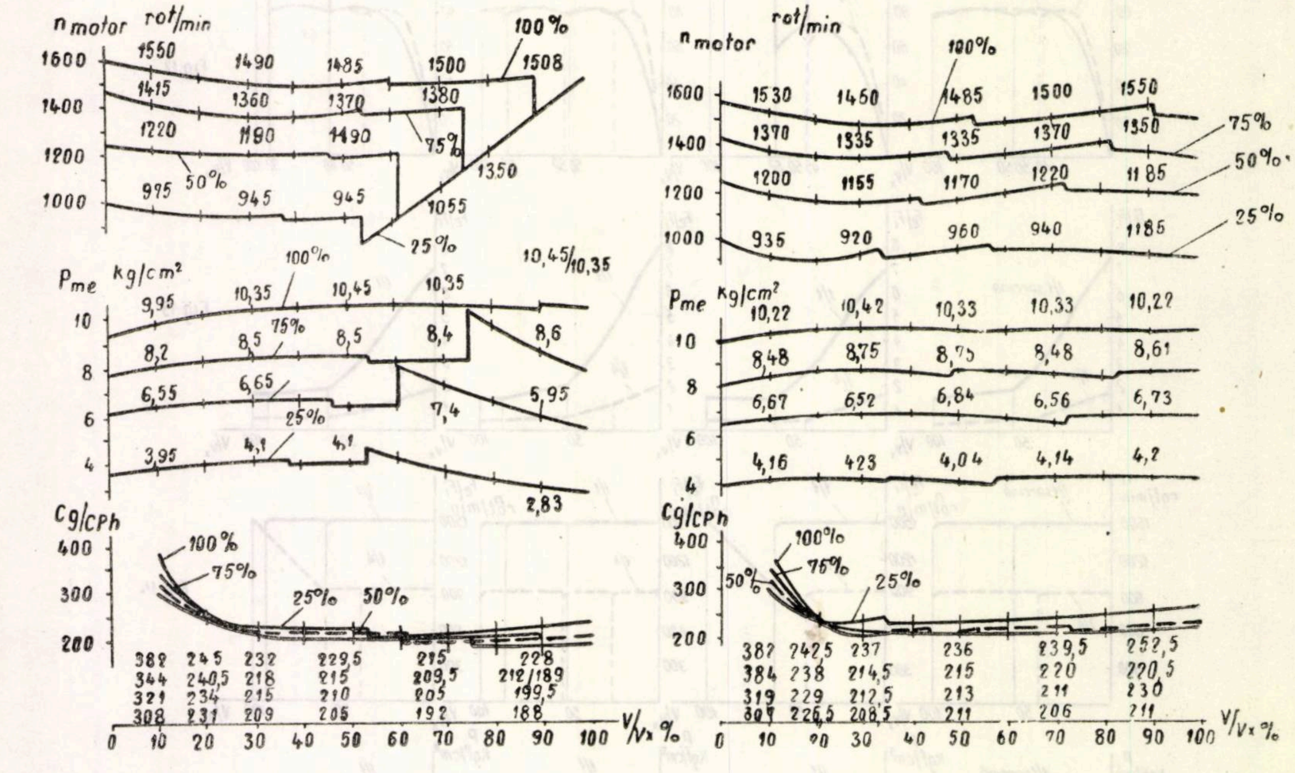
—— pentru transmisie numai cu convertizoare;

...... pentru transmisie având şi ambreiaj.

mai puțin utilizate și mai puțin importante pentru exploatare.

Curbele trasate au bineînțeles numai un caracter informativ, deoarece compară două transmisii construite în perioade diferite (cea cu trei convertizoare este un tip mai vechi).

Tabelele 1 și 2 conțin rezultatele măsurătorilor efectuate în exploatare curentă pe locomotive V 100—DBB [3].



Transmisie L216

Transmisie L6—30

Fig. 17. Numărul de rotații, presiunea medie efectivă și consumul de combustibil măsurate pe bancul de probe, pentru două locomotive de 1 100 CP cu transmisii L216 și L6—30.

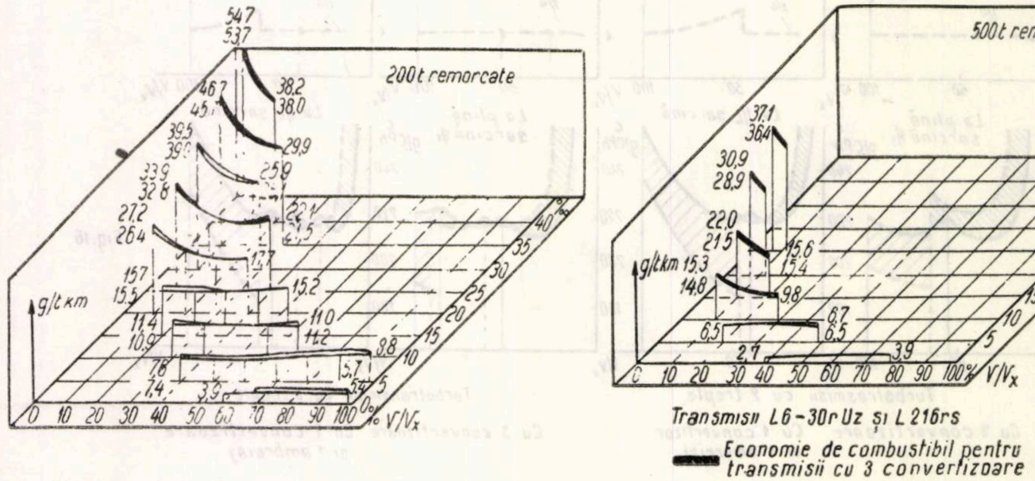


Fig. 18. Consumul de combustibil la diferite sarcini remorcate și rampe, calculat pentru o locomotivă de 1 100 CP (V 100).

Aceste tabele arată că, la funcționarea cu ambreiaj, numărul de rotații efectuate de motor este cu circa 14% mai mare decît în cazul mersului cu convertizor (măsurat la 24 de curse comparative) și că economia de combustibil realizată a fost în medie de 0,7% (la probele comparative cu 4 locomotive timp de 9 luni).

Teoretic, autorii au ajuns la concluzia că utilizarea de ambreiaje conduce la o oarecare

Tabela 1

Valori măsurate în exploatare pe două locomotive de acelaşi tip, dar cu transmisii diferite (cu şi fără ambreiaj hidraulic)

Date generale			Locomotivă V 100 cu transmisie LT 306 r cu trei convertizoare						Locomotivă V 100 cu transmisie L 216 rs cu două convertizoare şi un ambreiaj						Surplus de rotaţii/tkm pentru L 216 rs
Nr. crt.	Parcursul	km	I-a măsurare		II-a măsurare		I-a şi a II-a măsurare		III-a măsurare		IV-a măsurare		III-a şi a IV-a măsurare		
			număr de rotaţii efectuate de motor	sarcină t	număr de rotaţii efectuate de motor	sarcină t	tkm	rot/tkm	număr de rotaţii efectuate de motor	sarcină t	număr de rotaţii efectuate de motor	sarcină t	tkm	rot/tkm	
1	Münster-Rheda ; accelerat linie secundară	49,9	63 420	152 (21,8 km) 138 (24,6 km)	62 700	142	14 405	8,76	73 020	136	75 850	134	14 475	11,03	+25,9
2	Rheda-Bielefeld ; accelerat linie principală	26,3	27 560	138	28 300	142	7 365	7,58	28 880	136	26 010	134	7 090	7,75	+ 2,3
3	Bielefeld-Lemgo ; personal linie secundară	30,2	47 328	138	50 718	142	8 460	11,59	48 510	136	49 594	134	8 160	12,01	+ 3,9
4 (1+2+3)	Münster-Lemgo ; diferite servicii	106,4	138 308	(152) 138	141 718	142	30 230	9,26	150 410	136	151 154	134	28 725	10,50	+13,3
5	Lemgo-Bielefeld ; personal linie secundară	30,2	47 150	138	50 360	142	8 460	11,52	49 740	136	48 060	134	8 160	11,97	+ 3,8
6	Bielefeld-Rheda ; accelerat linie principală	26,3	24 190	138	27 290	142	7 365	6,99	25 990	136	26 880	134	7 090	7,46	+ 6,7
7	Rheda-Münster ; accelerat linie secundară	49,9	53 500	138	56 240	142	13 975	7,85	70 262	136	65 028	134	13 475	10,05	+27,5
8 (5+6+7)	Lemgo-Münster ; diferite servicii	106,4	124 840	138	133 890	142	29 800	8,69	145 992	136	139 968	134	28 725	9,97	+14,7
9 (4+8)	Münster-Lemgo-Münster ; diferite servicii	212,8	263 148	(152)[1] 138	275 608	142[2]	60 030	8,97	296 402	136[3]	291 422	134[4]	57 450	10,23	+14,1

[1] – Dus. [2] – Întors. [3] – Dus cu 3 minute întîrziere. [4] – Dus şi întors ambele cu cîte 6 minute întîrziere.

Tabela 2

Consumul de combustibil; valori măsurate pentru patru locomotive de acelaşi tip, dar cu transmisii diferite (cu şi fără ambreiaj hidraulic) la DBB-Münster

Locomotiva	V 100·01				V 100·05				V 100·02				V 100·07			
	Cu trei convertizoare LT 306 r								Cu două convertizoare şi ambreiaj L 216 rs							
Transmisia	Lungimea parcursului	Tonaj transportat	Consum de combustibil Total măsurat la contor	Consum de combustibil Specific	Lungimea parcursului	Tonaj transportat	Consum de combustibil Total măsurat la contor	Consum de combustibil Specific	Lungimea parcursului	Tonaj transportat	Consum de combustibil Total măsurat la contor	Consum de combustibil Specific	Lungimea parcursului	Tonaj transportat	Consum de combustibil Total măsurat la contor	Consum de combustibil Specific
1960 Luna	km	mii tkm	l	l/mii km	km	mii tkm	l	l/mii km	km	mii tkm	l	l/mii km	km	mii tkm	l	l/mii km
Aprilie	8 274	1 787	15 032	8,412	.	.	.	.	8 521	1 918	15 405	8,032	.	.	.	.
Mai	8 354	1 887	15 171	8,040	.	.		.	7 685	1 635	12 579	7,694	10 247	2 215	17 958	8,107
Iunie	9 532	1 928	16 322	8,466		.		.	10 337	2 136	17 092	8,002	○	○	○	○
Iulie	6 595	1 466	12 354	8,427	.	.	.	.	9 351	1 954	15 683	8,026	9 903	2 177	16 962	7,791
August	8 228	1 936	14 840	**7,660**	8 825	1 885	14 596	7,730	8 264	1 906	14 860	7,790	1 978	354	2 742	7,760
Septembrie	7 380	1 609	13 119	8,154	8 573	2 028	15 159	7,475	7 406	1 646	11 697	7,106		.	.	.
Octombrie	8 480	2 151	15 938	**7,410**	8 504	1 941	15 252	7,858	8 741	2 077	15 816	7,615	.	.	.	.
Noiembrie	6 081	1 442	○	○	7 957	1 986	15 514	**7,812**	7 191	1 659	13 760	8,294				
Decembrie	7 925	1 805	14 848	8,225	8 895	2 099	17 134	**8,163**	8 008	1 772	15 138	8,544				
Total	70 849 (16 011)	14 569	117 624	8,09	42 754	9 939	77 655	**7,8**	75 504	16 703	132 030	7,91	22 126	4 746	37 661	7,93
Medii totale şi pe transmisii		24 508	195 279	7,968						21 449	16 691	7,911				

. Nu s-a înregistrat. ○ contor scos din funcţiune.
Cifrele aldine reprezintă valorile cele mai reduse din luna respectivă.
Economia de combustibil obţinută la transmisia L 216 rs cu ambreiaj faţă de transmisia LT 306 cu 3 convertizoare este de : 0,7%

economie de combustibil, dar şi la un număr mai mare de rotaţii efectuate de motor (care echivalează cu o uzură mai mare).

Practic, din măsurători, se confirmă cele stabilite teoretic, cu deosebirea că reducerea consumului de combustibil calculată teoretic nu se poate dovedi experimental decît în foarte mică măsură, în cazul utilizării de ambreiaje.

Trebuie să se precizeze că măsurătorile s-au efectuat pe locomotive prevăzute cu transmisii cu ambreiaj de construcţie recentă (L 216 rs) pe cînd transmisia cu trei convertizoare era de model mai vechi (TL 306 r). La o transmisie de construcţie mai recentă cu trei convertizoare (de exemplu: L 6—30 r U2) rezultatele ar fi putut fi şi mai bune; în consecinţă datele arătate trebuie considerate cu această rezervă.

5. Concluzii

Avantajele turbotransmisiilor prevăzute numai cu convertizoare faţă de cele care folosesc şi ambreiaje sînt pînă în prezent total lămurite numai teoretic.

Se poate susţine că o verificare completă a datelor teoretice mai necesită probe practice comparative de durată, în exploatare.

Din calculele teoretice şi din puţinele date de experimentare publicate şi cunoscute, avantajele şi dezavantajele utilizării de ambreiaje pot fi concretizate astfel:

5.1. Avantaje:

5.1.1. Randament mai bun în zona de utilizare a ambreiajului, cu efect final, în anumite zone şi la anumite sarcini, pentru a asigura un consum de combustibil mai redus (din calcul pînă la 10%, practic circa 1%).

5.1.2. Construcţie mai simplă care poate eventual reduce şi preţul de cost.

5.1.3. Posibilitate de frînare cu motorul (care poate fi considerată şi ca dezavantaj) şi implicit cea de pornire a motorului Diesel prin remarcarea vehiculului.

5.2. Dezavantaje:

5.2.1. Dependenţa rigidă a turaţiei motorului de viteza vehiculului.

5.2.2. Utilizarea turaţiei maxime a motorului la vitezele maxime ale vehiculului, chiar şi la sarcini parţiale (conduce la o creştere cu circa 15% a numărului de rotaţii efectuate de motor).

5.2.3. Pierderea a circa 8% din viteza maximă la bandajele uzate sau neutilizarea corespunzătoare a puterii la bandajele noi (rezervă de turaţie).

5.2.4. Frînarea cu motorul la fiecare reducere a acceleraţiei, foarte nedorită la motoarele mai mari.

5.2.5. Necesitatea de a prevedea numai o zonă restrînsă de viteză în apropierea vitezei maxime, pentru treapta cu ambreiaj (o repartiţie mai dezavantajoasă a treptelor, fig. 19).

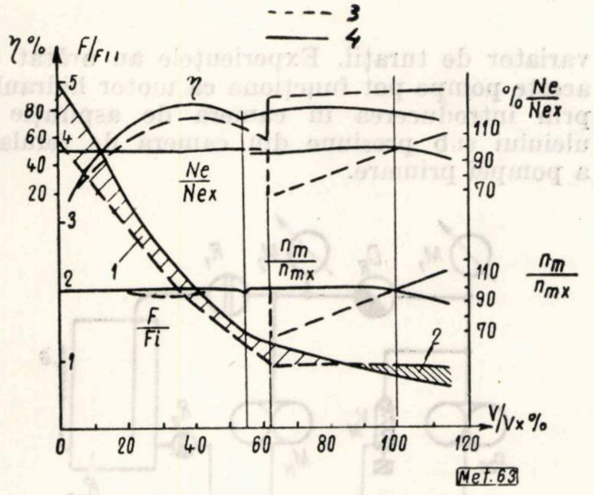


Fig. 19. Comparaţia a două transmisii cu două trepte cu şi fără ambreiaj :

1 – zonă avantajoasă pentru transmisia cu două convertizoare ;
2 – zonă avantajoasă pentru transmisia cu un ambreiaj.

5.2.6. Pericolul, la pante, de a supratura motorul, la depăşirea vitezei corespunzătoare turaţiei maxime.

5.2.7. Necesitatea de a utiliza la motor un regulator de putere, mai complicat decît cel de turaţie.

5.2.8. Sensibilitatea mai mare a comenzilor din cauza reducerii puterii disponibile odată cu scăderea vitezei.

5.2.9. Importanţă mărită a felului de conducere al mecanicului (deoarece la alegerea nepotrivită a regimurilor de funcţionare este posibilă chiar o creştere a consumului de combustibil) sau necesitatea de a înlocui experienţa mecanicului printr-un sistem de automatizare, ceea ce duce la mărirea complexităţii şi deci a preţului de cost al instalaţiei.

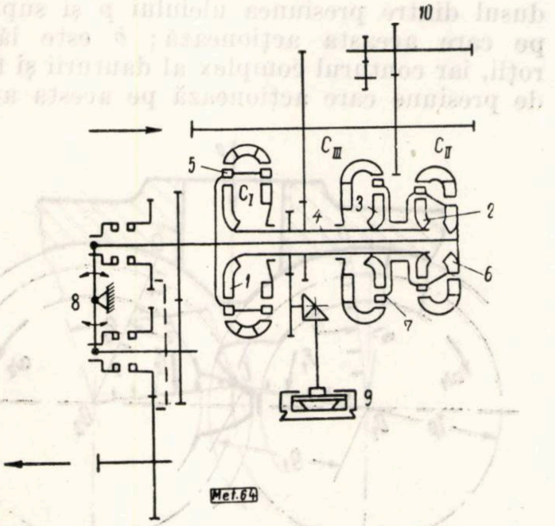


Fig. 20. Transmisia L830 cu trei convertizoare :

C_I, C_{II} şi C_{III} – convertizoare; *1*, *2* şi *3* – rotoarele pompelor; *4* – axul pompelor; *5*, *6* şi *7* – rotoarele turbinelor; *8* – inversor; *9* – pompa de umplere; *10* – angrenaje pentru demaror (dynastart).

5.2.10. Scăderea posibilităţilor vehiculului prin utilizarea mai defavorabilă a puterii instalate în zona de funcţionare a ambreiajului (în special la accelerare).

Din analize şi din datele arătate reiese că în exploatare transmisiile cu şi fără ambreiaj permit practic aproape aceleaşi performanţe şi necesită cheltuieli de întreţinere şi de exploatare similare.

La utilizarea de ambreiaje în construcţia turbotransmisiilor, acestea devin constructiv mai simple, fără ca aceasta să influenţeze în mod simţitor preţul lor de cost. În schimb, trebuie să se ţină seamă de pierderea de viteză la uzura bandajelor, de necesitatea utilizării unui regulator de putere, a măsurilor de protecţie contra supraturării motorului şi de împărţirea mai puţin avantajoasă a zonelor rezervate fiecărei trepte.

Toate acestea măresc costul instalaţiei şi complexitatea ei şi conduc la utilizarea de turbotransmisii numai cu convertizoare.

Utilizarea de ambreiaje face ca maşina să fie mai dificil de condus şi ca motorul să fie mai puţin protejat decît în cazul convertizorului.

În această situaţie concluzia finală care se impune este că utilizarea de ambreiaje este rar justificată şi că viitorul apropiat va înregistra o preferinţă marcată pentru transmisiile prevăzute numai cu convertizoare, în special pentru puterile mari şi foarte mari (pînă la circa 1 800 CP).

Aceste transmisii sînt în prezent într-o nouă perioadă de dezvoltare, cu aplicarea de soluţii cunoscute sau noi şi cu tendinţe marcate de simplificare a construcţiilor. Un exemplu este transmisia redată în figura 20, la care s-a căutat să se reducă cît mai mult numărul roţilor dinţate prin dimensionarea convertizoarelor în aşa fel încît să asigure la aceeaşi demultiplicare rapoarte diferite de transmisie (L830 şi L6–30).

Motivele principale pentru care autorii prevăd că în viitor se vor utiliza de preferinţă transmisii dotate numai cu convertizoare sînt : simplificarea comenzilor, utilizarea mai bună a puterii instalate, protejarea motorului şi creşterea continuă a puterilor instalate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Popov G. V.* şi *Eremeev A. S.* : Noua locomotivă Diesel de manevră cu transmisia hidraulică TGM1. Vestnik Vsesoiuznovo Naučinovo Isledovatelskovo Institutu Jeleznodorojnovo Transporta, nr. 1, 1959.

[2] *Friedrich K.* şi *Fürst W.* : Die Nebenbahn-Diesel-lokomotive V 100 der Deutschen Bundesbahn Glasers Annalen, nr. 1, 1960.

[3] *Gaebler G. A.* : Zur Verwendung hydraulischer Kupplungen in hydrodynamischen Getrieben für Dieseltriebfahrzeuge mittlerer bis grosser Leistung. Eisenbahn Technische Rundschau, nr. 4, 1961.

CZ 621-585.22

Contribuții la studiul și construcția variatoarelor hidraulice de turații

Ing. AUREL OPREAN

Variatoarele hidraulice de turații au constituit și constituie o preocupare importantă a constructorilor de mașini. Interesul pentru acest gen de variatoare rezidă în avantajele pe care le are, în general, acționarea hidraulică față de alte sisteme de acționare, în special în ceea ce privește compactitatea, prețul de cost și ușurința în automatizarea procesului de lucru. (Este suficient să se arate că greutatea pe kilowatt a unui generator hidraulic este de 8–10 ori mai mică decît aceea a unui generator electric, iar volumul unui motor hidraulic reprezintă 10–15% din volumul unui motor electric).

Trebuie arătat însă că, deși variatoarele hidraulice prezintă avantaje nete față de celelalte tipuri, nu s-a găsit pînă acum un mod de construcție optimă a acestora, care să satisfacă, în special, pe constructorii de mașini-unelte, deoarece domeniul de reglare a turației este redus și funcționarea la turații mici este instabilă. Chiar și cele mai recente variatoare hidraulice cu pistonașe sau palete produse de diferite firme din occident nu sînt scutite de aceste lipsuri.

Impasul se datorește în primul rînd faptului că și la construcțiile moderne de variatoare s-a mers pe aceleași soluții constructive vechi. Cercetătorul sovietic B. L. Korolocikin a reușit să găsească o soluție nouă pentru rezolvarea acestei probleme, brevetînd un variator hidraulic construit pe baza unui turbocuplaj hidraulic, cu unele modificări ale poziției paletelor și ale comenzii acestora. Experiențele efectuate au dat rezultate bune, reușindu-se, de exemplu, să se obțină, prin reglarea automată a turației motorului hidraulic, o viteză de așchiere constantă la strunjirea plană.

În urma dezvoltării mari pe care a luat-o construcția de mașini și la noi în țară, ca urmare a industrializării socialiste, se pune problema construirii unei game bogate de mașini și instalații, printre care și variatoare de turații necesare industriei chimice pentru reactoarele de polimerizare, industriei extractive, la foraj, în construcția mașinilor-unelte, în construcția autovehiculelor, locomotivelor Diesel-hidraulice, etc.

Mergînd pe această linie, în cadrul laboratorului de mașini-unelte și scule din Institutul politehnic-București a fost elaborată o instalație hidraulică, reprezentată în figura 1, la care s-a încercat folosirea pompelor cu roți dințate FS-PRI, fabricate de uzinele „I. C. Frimu"-Sinaia, ca motoare hidraulice, în vederea utilizării acestora în cadrul unui agregat variator de turații. Experiențele au arătat că aceste pompe pot funcționa ca motor hidraulic prin introducerea în camera de aspirație a uleiului sub presiune din camera de refulare a pompei primare.

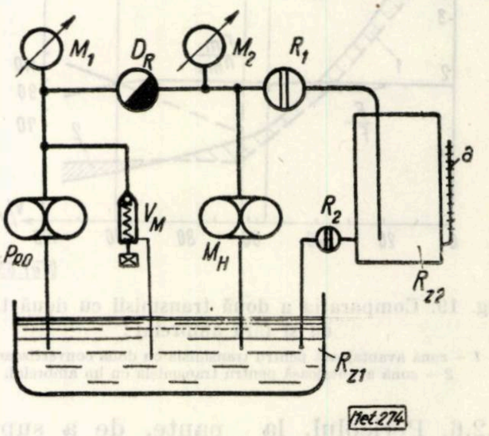


Fig. 1.

Într-adevăr, din figura 2 se vede că cuplul motor dat de presiunea p pe dantura celor două roți dințate se poate determina cu relația:

$$M_t = F_1'\frac{r_e}{2} - F_1\frac{\rho_1}{2} + F_2'\frac{r_e}{2} - F_2\frac{\rho_2}{2} = \frac{pb}{2}\left(2r_e^2 - \rho_1^2 - \rho_2^2\right); \qquad (1)$$

(forțele F_1, F_1', F_2 și F_2' s-au înlocuit cu produsul dintre presiunea uleiului p și suprafața pe care aceasta acționează; b este lățimea roții, iar conturul complex al danturii și forțele de presiune care acționează pe acesta au fost înlocuite cu planele care trec prin punctele BO_1; CO_1; O_2D; O_2C; și rezultantele F_1, F_1', F_2, F_2', perpendiculare pe aceste plane).

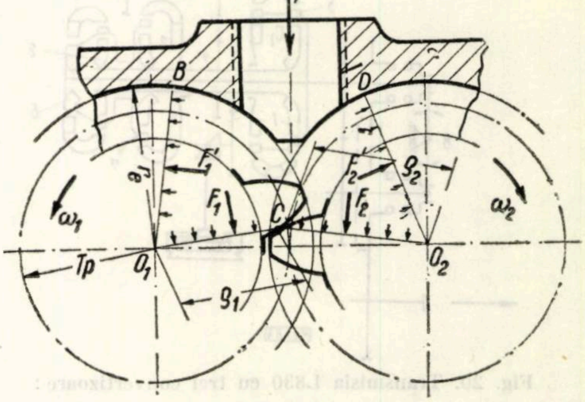


Fig. 2.

Razele curente ρ_1 și ρ_2, care reprezintă distanțele de la centrul roților la punctul de contact instantaneu al dinților, se determină din paralelogramul $O_1AO_2BO_1$ (fig. 3) astfel:

$$\rho_1^2 + \rho_2^2 = 2\,(r_p^2 + x^2) \qquad (2)$$

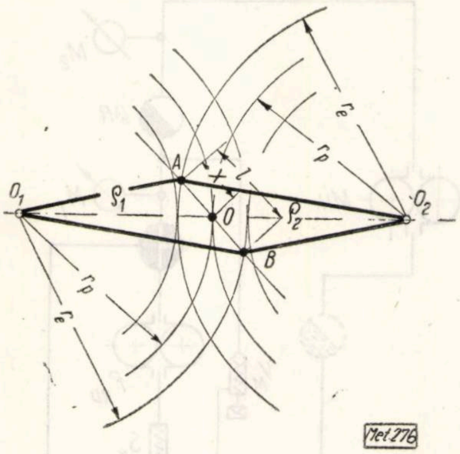


Fig. 3.

sau, înlocuind relația (2) în (1), se obține:

$$M_t = pb\,(r_e^2 - r_p^2 - x^2). \qquad (3)$$

Avînd în vedere că cuplul motor este maxim atunci cînd $x = 0$ și minim atunci cînd $x = \frac{l}{2}$, se obține un cuplu pulsatoriu oscilînd între:

$$M_{t\,max} = pb\,(r_e^2 - r_p^2) \text{ și } M_{t\,min} = pb\left(r_e^2 - r_p^2 - \frac{l^2}{4}\right). \qquad (4)$$

Întrucît interesează M_{tm} obținut pentru o anumită presiune p, se determină valoarea acestuia înlocuind în relațiile (4) pe r_e, r_p și l cu valorile lor:

$$r_e = \frac{m(z + 2 + 2\,\xi)}{2}; \quad r_p = \frac{m(z + 2\,\xi)}{2};$$

$$l = \pi m\,\varepsilon \cos\alpha_0 \frac{z}{z + 2\xi};$$

sau considerînd pentru simplificare, coeficientul de corijare $\xi = 0{,}5$, rezultă:

$$r_e = \frac{m(z + 3)}{2}; \quad r_p = \frac{m(z + 1)}{2};$$

$$l = \pi\, m \varepsilon \cos\alpha_0 \frac{z}{z + 1}; \quad (\alpha_0 = 20°).$$

După efectuarea operațiilor și după unele rotunjiri se obține valoarea teoretică (medie) a cuplului motor:

$$M_{tm} \cong pb\; m^2(z + 1). \qquad (5)$$

Determinarea cuplului motor real s-a efectuat prin încercarea motorului cu frîna Pronny, iar rezultatul experienței se poate vedea în figura 4. Decalajul cuplului real față de cel teoretic se datorește în special pierderilor care au loc în motorul hidraulic.

Pentru variația turației motorului hidraulic, adică pentru transformarea instalației în variator hidraulic, este necesar a se varia debitul trimis în acest motor. Avînd în vedere că atît pompa cît și motorul cu roți dințate au un debit constant, respectiv turația constantă, s-a utilizat soluția reglării debitului prin drosel, obținîndu-se astfel o reglare continuă a turațiilor în funcție de variația secțiunii droselului, exprimată prin relația:

$$n_M = \frac{Q_{dr}}{q_M} = \frac{Q_p - Q_{rez}}{q_M}, \qquad (6)$$

în care: $Q_p = 2\pi\, b_p\, m_p^2\, n_p\left(z_p + 1 - k\,\frac{\pi^2 \cos^2\alpha}{12}\right)$ este debitul pompei;

Q_{rez} — fracțiunea din debit care se reîntoarce în rezervor fără să treacă prin motor (cantitatea variabilă);

$q_M = 2\pi\, b_M\, m_M^2\left(z_M + 1 - k\,\frac{\pi^2 \cos^2\alpha}{12}\right)$ — debitul specific al motorului hidraulic.

Experiențele efectuate la instalația arătată în figura 1 au avut drept scop determinarea caracteristicilor principale ale motorului hidraulic, întrucît cele ale pompei sînt în general cunoscute. Rezultatele sînt reprezentate în figura 5. Randamentul s-a determinat prin măsurarea puterii efective la axul motorului și a energiei lichidului la intrarea în motor, conform relației:

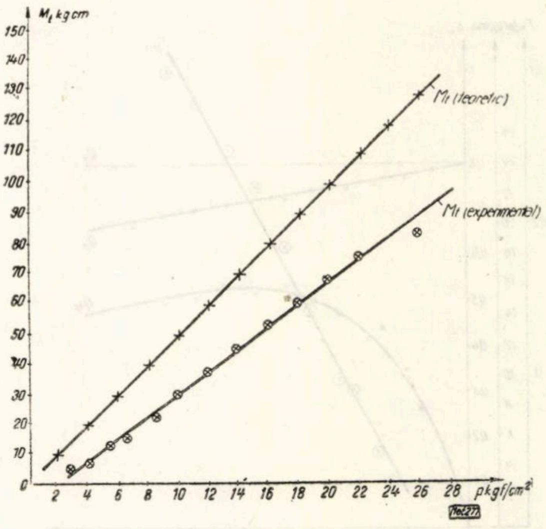


Fig. 4.

$$\eta_M = \frac{P_{e_M}}{P_{i_M}} = \frac{G \cdot l\; n_M}{975\,000} \cdot \frac{612}{Q_{dr}\, p} = 0{,}19\,\frac{G \cdot n_M}{Q_{dr} \cdot p}, \qquad (7)$$

în care:

G este greutatea de încărcare a frînei, kg;

l — lungimea braţului de pîrghie, mm;

$Q_{\hat{a}r}$ — debitul real al droselului care intră în motor, l/min, măsurat cu ajutorul rezervorului gradat R_{z2} (fig. 1);

n_M — turaţia motorului hidraulic, rot/min;

p — presiunea reală a lichidului la intrarea în motor, kgf/cm².

În urma experienţelor efectuate au fost lămurite următoarele probleme:

1. Randamentul motorului hidraulic la presiunea folosită în general în sistemele hidraulice înzestrate cu pompe cu roţi dinţate are valoarea $\eta_M = 0{,}5$. Un randament mai mare se poate obţine prin echilibrarea presiunii unilaterale a roţilor pe carcasă, în partea opusă intrării uleiului în motor.

2. Domeniul de reglare a turaţiilor $R_n = \dfrac{n_{max}}{n_{min}}$ s-a obţinut în jurul valorii 15. Această caracteristică poate fi mărită prin alegerea unui motor hidraulic cu debit specific mai mic decît acela al pompei, deci prin mărirea lui n_{max} conform relaţiei (6), sau prin adoptarea unor măsuri de reducere a lui n_{min} sub 100, adică prin îmbunătăţirea stabilităţii variatorului la turaţii reduse.

3. Alunecarea motorului hidraulic, care este o funcţie directă de randamentul hidraulic al motorului, este suficient de mică, apropiată de cea a motoarelor electrice asincrone.

4. Avînd în vedere dezavantajul reglării prin drosel, legat de faptul că numai o parte a debitului livrat de pompă este folosită de motorul hidraulic (relaţia 6), bilanţul energetic al acestui sistem, ca de altfel al tuturor sistemelor hidraulice similare, este nefavorabil, în special la puteri mari şi la domenii mari de reglare. Sistemul corespunde însă şi poate fi recomandat pentru puteri mici şi mijlocii.

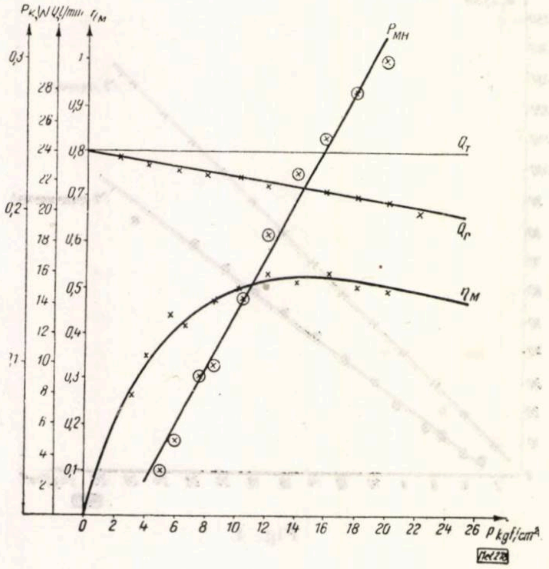


Fig. 5.

Ca rezultat al studiului experimental prezentat a fost elaborat un variator hidraulic cu roţi dinţate (fig. 6), care va fi folosit pentru reactoarele de polimerizare din industria chimică, pentru varierea continuă a turaţiei agitatorului acestor reactoare.

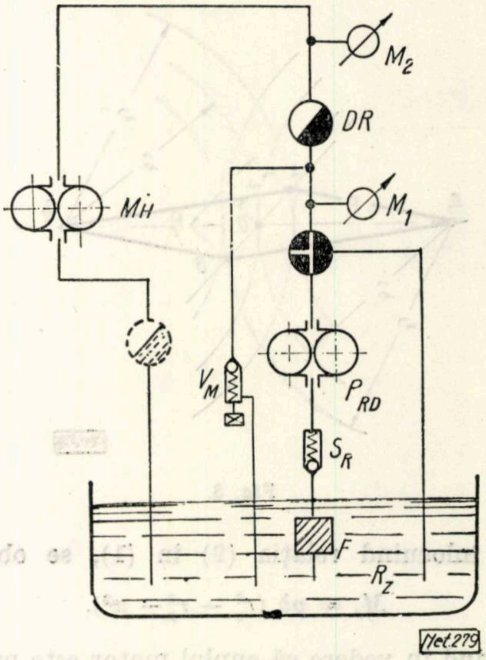


Fig. 6.

Plecînd de la premisa perspectivelor mari pe care le prezintă folosirea pompelor şi motoarelor cu roţi dinţate şi ţinînd seamă de rezultatele obţinute pînă în prezent, a fost elaborat de către autor studiul unui variator hidraulic cu roţi dinţate perfecţionat, în care reglarea turaţiilor motorului hidraulic se face nu prin drosel, ci prin reglarea debitului pompei.

Pentru mărirea domeniului de reglare s-a prevăzut şi posibilitatea reglării secundare a turaţiilor, acţionînd asupra elementului de reglare a motorului hidraulic. Eforturile radiale sînt echilibrate printr-o construcţie specială a motorului cu trei roţi şi prin canale radiale, ceea ce va mări randamentul sistemului hidraulic.

În concluzie, în urma studiului şi a experienţelor efectuate se subliniază următoarele:

1. Pompele cu roţi dinţate pot fi folosite cu succes ca motoare hidraulice, cu mici modificări constructive, care au rolul de a mări randamentul acestora. Randamentul lor, atunci cînd nu s-a efectuat nici o modificare constructivă, este ceva mai mic decît acela al pompelor cu roţi dinţate, însă apropiat de acesta.

2. Variatorul hidraulic de turaţii cu reglarea prin drosel, extrem de simplu din punct de vedere constructiv, poate fi construit din elemente care se fabrică în serie la noi în ţară şi are perspective largi de folosire în diferite ramuri ale industriei noastre. Unul dintre marile lui avantaje este acela că prezintă siguranţă în exploatare şi se pretează uşor la automatizarea ciclului de funcţionare.

3. Eficienţa economică a variatorului propus este deosebit de mare. Este suficient să se arate că o pompă cu roţi dinţate costă aproximativ 300 lei, deci cele două pompe necesare construirii instalaţiei propuse costă 600 lei. Costul unui variator hidraulic obişnuit este de ordinul a cîtorva zeci de mii de lei şi trebuie totodată procurat din import, în timp ce variatorul propus se poate construi din elemente fabricate în ţară.

Prin urmare, costul acestui variator este de circa douăzeci de ori mai redus decît al celor obişnuite, pentru puteri egale.

4. Construcţia propusă este susceptibilă de îmbunătăţiri şi perfecţionări, cum este, de exemplu, variatorul fără drosel menţionat, care reprezintă un agregat cu performanţe net superioare; de aceea este necesar în viitor un studiu multilateral al acestor variatoare de turaţii de construcţie nouă.

5. S-a prevăzut posibilitatea reglării debitului pompelor şi motoarelor cu roţi dinţate, extinzîndu-se astfel domeniul lor de utilizare.

6. Variatorul de turaţii prezentat va fi folosit în primul rînd în acţionarea reactoarelor de polimerizare la fabricarea materialelor plastice; el poate fi de asemenea utilizat în mecanismele hidromecanice ale maşinilor-unelte, pentru obţinerea reglării continue a avansurilor. Se subliniază că folosirea acestui variator poate fi extinsă la toate maşinile şi instalaţiile care folosesc acţionări hidrostatice (maşinile şi mecanismele din construcţii, maşinile-auto, maşinile de transport, aviaţie, foraj etc.), unde este necesară prezenţa unor motoare hidraulice de turaţie variabilă şi în special acolo unde este necesar să se automatizeze ciclul de lucru al maşinii.

Desigur că extinderea cu succes a utilizării acestui variator, în special pentru puteri mari, este legată de perfecţionările ulterioare, de care autorul se preocupă în continuare.

CZ 621. 003

Cîteva aplicaţii ale studiilor tehnico-economice în domeniul construcţiei de maşini

Prof. ing. ALEXANDRU SELEŞTEANU
Institutul politehnic-Bucureşti

Din analiza structurii preţului unei maşini se poate întocmi următorul bilanţ:

$$xNt = cG + pPt + st + I + B,$$

în care:

N este capacitatea de producţie orară sau „productivitatea maşinii";
G — consumul de material pe toată durata de funcţionare a maşinii, kg;
P — puterea necesară producţiei, kW;
t — timpul total de funcţionare a maşinii, h;
I — investiţiile necesare fabricaţiei, lei;
B — beneficiile totale realizate, lei;
x — preţul de vînzare al unităţii de produs;
c — preţul mediu al unui kilogram de material, $\frac{\text{lei}}{\text{kg}}$;
p — preţul energiei consumate, $\frac{\text{lei}}{\text{kWh}}$;
s — salariile orare, $\frac{\text{lei}}{\text{h}}$.

Aprecierea unei maşini necesită o analiză a acesteia, atît din punctul de vedere al fabricaţiei (preţul de cost), cît şi din punctul de vedere al exploatării (randamentul tehnic, durata de funcţionare). O armonizare a celor două aspecte permite aprecierea corectă a unei maşini şi stabilirea criteriilor ei funcţionale.

Din forma analitică a preţului se pot desprinde o serie de noţiuni importante:

$$N' = \frac{xN}{s} \text{ — productivitatea muncii;}$$

$$R = \frac{B}{xNt} \text{ — rentabilitatea fabricaţiei;}$$

$$i = \frac{I}{st} \text{ — cheltuielile indirecte sau „regie".}$$

Pentru a elimina folosirea valorilor băneşti, se pot introduce o serie de raporturi:

$$\frac{st + B}{pt} = P_e, \text{ kW};$$

$$\frac{p}{c} = c_e, \quad \frac{\text{kg}}{\text{kWh}};$$

$$\frac{N}{P} = \eta_t;$$

$$\frac{I}{p} = L, \text{ kWh}.$$

Cu ajutorul acestor raporturi se poate defini „randamentul economic" al maşinii:

$$\eta_\varepsilon = \frac{N}{P + \frac{G}{c_\varepsilon} \cdot \frac{1}{t} + P_\varepsilon},$$

care cuprinde, pe lîngă randamentul tehnic $\frac{N}{P}$, şi o serie de cheltuieli suplimentare, care în ansamblul lor caracterizează eficacitatea economică a maşinii.

Cîteva aplicaţii ale noţiunilor introduse permit elucidarea lor şi o serie de concluzii în ceea ce priveşte aplicarea calculelor tehnico-economice în domeniul construcţiei de maşini.

1. Uzura

În funcţionarea unei maşini se disting uzura fizică, produsă din cauza procesului de funcţionare, precum şi uzura morală, cauzată de progresul tehnic realizat în domeniul de folosire a maşinii. Aceste uzuri pot fi combătute prin reparaţii şi modernizări (tabela 1).

Tabela 1

Felul uzurii	Mijloace de remediere
Fizică	Reparaţii
Morală	Modernizări

Din relaţia structurii preţului se obţine:

$$x = \frac{pP + s}{N} + \frac{cG + B}{Nt} + \frac{I}{Nt}.$$

Ţinînd seamă de faptul că progresul tehnic afectează în special factorul $\frac{I}{Nt}$, acesta poate fi folosit pentru analiza uzurii morale a maşinii.

Cu notaţiile:

k — creşterea anuală a productivităţii;

t_f — durata de uzură fizică, h;

z — durata de uzură morală, ani;

m — gradul de modernizare a maşinii;

t_a — numărul de ore pe an;

α — gradul de folosire a maşinii;

R — costul reparaţiilor, lei;

M — costul modernizării, lei,

rezultă:

$$R = \frac{t}{t_f} \cdot I;$$

$$M = mkz.\ I;$$

$$z = \frac{t}{\alpha\, t_a},$$

şi comparînd două variante: reparaţii plus modernizări şi investiţii noi, se obţine condiţia pentru alegerea uneia dintre ele din relaţia:

$$\frac{I\left(\frac{1}{t_f} + mk\frac{z}{t}\right)}{N(1 + mkz)} = \frac{I\left(\frac{1}{t} + \frac{1}{t_f} + mk\frac{z}{t}\right)}{N(1 + kz)}.$$

Transformări matematice simple duc la rezultatul:

$$\frac{kt_f}{\alpha t_a} = \frac{(kz)^2}{m\left[\frac{\sqrt{m(4-3m)} + m}{2m(1-m)} - kz\right]\left[\frac{\sqrt{m(4-3m)} - m}{2m(1-m)} + kz\right]}$$

din care se poate calcula durata uzurii morale z.

Astfel, în cazul reparaţiilor simple, fără modernizări ($m = 0$), se obţine rezultatul:

$$z = \sqrt{\frac{t_f}{k\alpha t_a}}.$$

Cu: $t_a = 7\,200$ h/an;

$k = 0{,}1$;

$\alpha = \frac{1}{3}$;

$t_f = 10\,000$ h,

rezultă: $z = 6{,}5$ ani

2. Periodicitatea reparaţiilor

Ţinînd seama de faptul că fiecare reparaţie scoate, pentru un timp oarecare, o maşină din procesul de producţie, se poate stabili periodicitatea optimă a reparaţiilor.

În figura 1 este redată productivitatea în funcţie de timp, pe o perioadă dintre două reparaţii.

Ca randament se poate nota raportul dintre suprafaţa haşurată şi suprafaţa totală:

$$\eta_{RM} = \frac{\left(2 - \frac{t_1}{t_f}\right) t_1}{\left[\left[2 + \frac{mk}{\alpha t_a}(t_1 + t')\right](t_1 + t')\right.}.$$

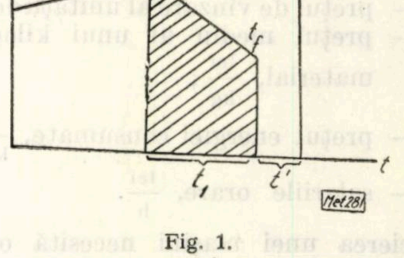


Fig. 1.

Acest randament depinde desigur de timpul t_1 dintre două reparaţii. Prin diferenţierea randamentului η_{RM} după t_1 şi ţinînd seama de faptul că:

$$t' \ll t_f;$$

$$\frac{mk}{\alpha t_a} t' \ll 1,$$

se obţine

$$t_1 = \sqrt{\frac{2\,t' t_f}{1 + \frac{mk}{\alpha t_a},\ t_f}}.$$

Dacă reparaţiile se fac în aceeaşi secvenţă ca şi producţia, pentru durata ciclului între două reparaţii, în ani, rezultă:

$$z_1' = \frac{1}{\alpha t_a}\sqrt{\frac{2\,t' t_f}{1 + \frac{mk}{\alpha\, t_a} t_f}}.$$

Dacă însă, pentru a se reduce timpul t', reparaţiile se execută în mod continuu (în trei schimburi), rezultă:

$$z_1'' = \frac{1}{t_a}\sqrt{\frac{2\,t' t_f}{\alpha + \frac{mk}{t_a} t_f}}.$$

În cazul cînd nu se realizează modernizări ale maşinii ($m = 0$), cele două formule devin:

$$z_1' = \frac{\sqrt{2\,t' t_f}}{\alpha\, t_a};$$

$$z_1'' = \frac{1}{t_a}\sqrt{\frac{2\,t' t_f}{\alpha}}.$$

Cu:

$$t_a = 7\,200 \text{ h/an};$$

$$t_f = 10\,000 \text{ h};$$

$$\alpha = \frac{1}{3};$$

$$t' = 200 \text{ h},$$

rezultă:

$$z_1' = 0{,}83 \text{ ani};$$

$$z_1'' = 0{,}47 \text{ ani},$$

adică durata optimă de funcţionare între reparaţii depinde de modul de organizare a reparaţiilor şi, în cazul organizării de reparaţii continue, se reduce de la 0,83 la 0,47 ani.

3. Eficacitatea investiţiilor

Din formula pentru preţul produsului rezultă condiţia pentru investiţii specifice:

$$\frac{I}{N} = \left(x - \frac{pP + s}{N} - \frac{cG + B}{Nt}\right)t.$$

În cazul cînd prin investiţii suplimentare se obţin mărirea randamentului tehnic şi reducerea costului de energie consumată, dar ele necesită un timp mai îndelungat pînă la realizare, rezultă:

$$\frac{I_2}{N} = \frac{t_{m2} - t_{02}}{t_{m1} - t_{01}} \cdot \frac{I_1}{N} + \left(\frac{p_1}{\eta\, t_1} - \frac{p_2}{\eta\, t_2}\right)(t_{m2} - t_{02}).$$

În această relaţie indicii 1 şi 2 se referă la cele două variante, iar t_m şi t_0 reprezintă durata de uzură morală şi durata investiţiilor.

Comparaţia sistemelor de centrale termoelectrice (1) şi hidroelectrice (2) duce la rezultatele redate sumar în tabela 2.

Tabela 2

	$t_m - t_0$, h	p, lei/kWh	η_t	I/N, lei/kW
Centrale termoelectrice	50 000	0,1	0,30	1 000
Centrale hidroelectrice	30 000	0,05	0,75	8 600

Pentru variaţiile mici ale investiţiilor, relaţia de eficacitate se poate scrie în forma:

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{\Delta t}{t} + \frac{p\,Nt}{\eta_t I}\left(\frac{\Delta \eta_t}{\eta_t} - \frac{\Delta p}{p}\right),$$

în care apare un factor determinant:

$$\frac{pNt}{\eta_t I},$$

cu ajutorul căruia se poate aprecia posibilitatea de a mări investiţiile. Astfel, pentru:

$$\frac{I}{N} = 1\,000 \frac{\text{lei}}{\text{kW}},$$

$$\eta_t = 0{,}30;$$

$$p = 0{,}1 \frac{\text{lei}}{\text{kWh}};$$

$$t = 50\,000 \text{ h},$$

rezultă:

$$\frac{pNt}{\eta_t I} = 16{,}7,$$

ceea ce înseamnă că pentru fiecare procent de mărire a randamentului se admite o creştere relativă a investiţiilor cu circa 17%.

*

În acest articol sînt redate numai cîteva aspecte ale folosirii calculelor tehnico-economice în domeniul construcţiei de maşini. Prin lărgirea acestor metode, economia naţională poate avea avantaje mari, iar creşterea bunăstării se va putea realiza cu cheltuieli reduse

Pentru tînărul inginer

CZ 621.91.07-52 : 621.753.1

Unele criterii pentru lansarea producției pe mașini-unelte semiautomate și automate

Conf. ing. VICTOR KILLMANN și conf. ing. NICOLAE GHIRCOIAȘIU
Institutul Politehnic – Cluj

Exploatarea economică a mașinilor cu scule reglate la dimensiuni (mașini-unelte semiautomate și automate), adică asigurarea calității optime a produselor obținute pe aceste mașini și realizarea unei productivități maxime a muncii, formează o sarcină de bază a industriei constructoare de mașini. Satisfacerea acestei cerințe necesită alegerea judicioasă a mașinii-unelte prelucrătoare, bazată pe criterii științifice, în funcție de condițiile tehnice prescrise pentru produsul care trebuie realizat. Clasa de precizie în care trebuie executat un produs și calitatea suprafețelor prelucrate nu numai că indică operațiile cărora trebuie supus semifabricatul, dar determină și mașinile-unelte pe care va trebui să se desfășoare procesul tehnologic de prelucrare. Mașinile-unelte prelucrătoare vor trebui să aibă precizia de lucru necesară satisfacerii atît a condițiilor tehnice, cît și a condițiilor economice. Precizia de lucru a mașinii-unelte și, legat de aceasta, starea ei de uzură formează criteriul de bază pentru lansarea în fabricație a unui produs pe o anumită mașină-unealtă semiautomată sau automată. Felul în care se determină precizia de lucru a mașinilor-unelte a fost tratat în revista ,,Metalurgia și construcția de mașini'' [1], [3], [6]. Problema stării de uzură a mașinilor-unelte a fost, de asemenea, discutată în literatura de specialitate [5], [8]. Pe baza acestor lucrări și a precizărilor date de ing. Florin Onițiu în revista ,,Metalurgia și construcția de mașini'' [2], [3], se constată că cercetările influenței stării de uzură a mașinii-unelte prelucrătoare asupra procesului tehnologic și asupra calității prelucrării produsului se axează pe analiza erorilor dimensionale de fabricație, care – la rîndul ei – are la bază legea de distribuție a lui Gauss.

Începem prin a reaminti teoremele cunoscute din teoria probabilităților aplicate în controlul tehnic al proceselor tehnologice.

Expresia matematică a legii lui Gauss este:

$$y = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}}\, e^{-\frac{(x_i - \overline{x})^2}{2\sigma^2}}, \tag{1}$$

în care:

x_i reprezintă variabila aleatoare, adică în cazul nostru dimensiunea efectiv măsurată pe fiecare dintre piesele probei; $\overline{x}$ – media aritmetică a dimensiunilor măsurate x_i; σ – abaterea medie pătratică a acestor dimensiuni.

Valoarea lui y reprezintă densitatea de probabilitate a pieselor cu dimensiuni x_i. Este știut că, pentru probe cu un număr finit n de piese, valoarea mediei aritmetice $\overline{x}$ a dimensiunilor măsurate x_i se obține cu ajutorul formulei:

$$\overline{x} = \frac{\sum_{1}^{n} x_i n_i}{n}, \tag{2}$$

iar abaterea medie pătratică σ a acestor dimensiuni, cu relația:

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} (x_i - \overline{x})^2 n_i}{n}}, \tag{3}$$

în care:

n_i este frecvența apariției rezultatului (dimensiunii) x_i;

$\frac{n_i}{n}$ – frecvența relativă a apariției rezultatului (evenimentului) x_i.

Pentru un număr infinit de valori ale lui x_i, cele două medii se exprimă cu ajutorul unor integrale [9].

Curba reprezentativă a funcției (1) are forma unui clopot, avînd ca asimptotă axa absciselor (fig. 1). D_{min} corespunde dimensiunii minime, iar D_{max} dimensiunii maxime admisibile pentru piesele din colectivitate, diferența $D_{max} - D_{min} = T$ fiind cîmpul de toleranță. Originea sistemului de coordonate se alege fie la valoarea zero a dimensiunii urmărite, fie la limita inferioară a cîmpului de toleranță. Pe viitor vom presupune că sîntem în al doilea caz, ceea ce va aduce o simplificare a tratării.

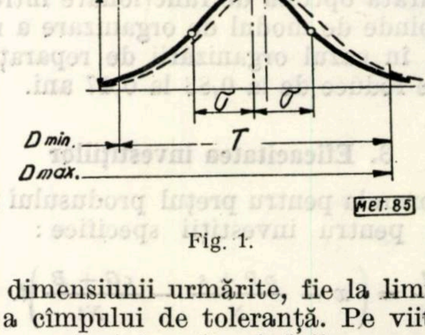


Fig. 1.

Se scoate în evidență importanța mediei aritmetice $\bar{x}$ a dimensiunilor efective ale pieselor probei, arătîndu-se că, în cazul prelucrării mecanice pe mașini-unelte cu scule reglate la dimensiune, aceasta poate fi considerată drept un indice de precizie pentru reglarea sculei.

În cursul proiectării, proiectantul își bazează calculele pe așa-numita dimensiune dorită. Pe aceasta o vom nota cu $\bar{\bar{x}}$ și ea reprezintă media caracteristică pe întreaga colectivitate. În cazul acesta avem :

$$\bar{\bar{x}} = \frac{D_{max} - D_{min}}{2} = \frac{T}{2}. \tag{4}$$

Media aritmetică $\bar{x}$ a dimensiunilor efective ale pieselor cercetate nu coincide, de obicei, cu dimensiunea dorită $\bar{\bar{x}}$. Diferența dintre aceste mărimi, Δ, reprezintă eroarea de reglare a sculei. Aceasta este arătată în figura 1, în care curba trasată cu linie întreruptă reprezintă curba de distribuție dorită, iar cea trasată cu linie plină curba de distribuție reală, adică aceea a dimensiunilor efective x_i ale pieselor probei cercetate. Media aritmetică va fi, de obicei, mai mult sau mai puțin deplasată spre stînga sau spre dreapta valorii dimensiunii dorite $\bar{\bar{x}}$, în funcție de sensul și de precizia reglării. Probabilitatea repartiției dimensiunilor va fi însă, în ambele cazuri, de aceeași natură, ceea ce se manifestă prin forma și alura analogă a celor două curbe de repartiție.

Abaterea medie pătratică σ a dimensiunilor elementelor probei este un indice pentru dispersarea erorilor dimensionale întîmplătoare, arătînd gradul preciziei de lucru a mașinilor-unelte pe care s-au prelucrat piesele probei ; ea poate fi considerată, prin urmare, drept o caracteristică pentru precizia dimensională, care se poate obține pe această mașină în condiții identice de lucru (aceeași reglare).

Mărimea lui σ determină alura curbei de distribuție, care pentru valori mici ale lui σ are o formă alungită, iar pentru valori mari, o formă mai turtită. Este evident că, între două mașini de același fel, cea cu σ mai mic are o precizie mai mare la prelucrare. Cum aria dintre axa absciselor și curba lui Gauss este egală cu unitatea (reprezentînd probabilitatea tuturor cazurilor posibile), cu cît σ este mai mic, cu atît probabilitatea de a obține piese-rebut (cu dimensiunea în afara cîmpului de toleranță) este mai mică. Notînd cu B aria mărginită de axa absciselor, curba lui Gauss și limitele cîmpului de toleranță (fig. 2), aceasta reprezintă probabilitatea cazurilor favorabile, prin urmare 100 B este procentul probabil de piese bune, pe cînd aria suprafețelor S_1 și S_2, din stînga și din dreapta acestor limite, reprezintă așa-numita fracțiune defectă probabilă, care—înmulțită cu 100 — ne dă procentul probabil de rebuturi.

Cunoscînd caracteristica $\bar{x}$ a preciziei de reglare a sculei, determinată dintr-o probă de piese cercetate, și caracteristica σ a preciziei de lucru a mașinilor-unelte, determinată anterior sau din aceeași probă, se poate trasa curba corespunzătoare, deci se poate afla probabilitatea ca x_i să fie cuprins între anumite valori, dintre care una se ia de obicei $\bar{x}$, din cauza simetriei curbei. Probabilitatea căutată este dată de următoarea formulă :

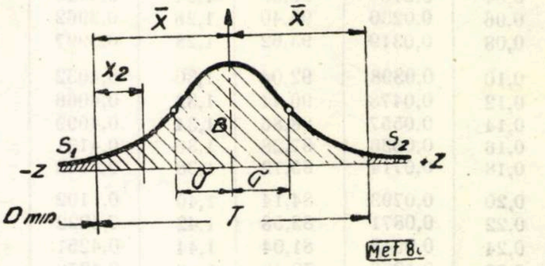


Fig. 2.

$$\Phi(z) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{\bar{x}}^{x_i} e^{-\frac{(x_i - \bar{x})^2}{2\sigma^2}} \mathrm{d}x_i =$$

$$= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{0}^{z} e^{-\frac{z^2}{2}} \mathrm{d}z, \tag{5}$$

ultima integrală obținîndu-se prin schimbarea de variabilă :

$$z = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma}, \tag{6}$$

care a mutat originea axelor de coordonate în $\bar{x}$. Valorile funcției $\Phi(z)$ sînt calculate în tabele și cele ce ne interesează sînt date în tabela 1. Probabilitatea evenimentelor favorabile va fi dată de numărul $2\,\Phi\left(z_{\frac{T}{2}}\right)$:

$$z_{\frac{T}{2}} = \frac{T - \bar{x}}{\sigma} = \frac{T}{2\sigma} \tag{7}$$

(originea valorilor x_i a fost presupusă în capătul din stînga al cîmpului de toleranță).

Probabilitatea de a avea rebuturi, va fi prin urmare :

$$S_1 + S_2 = S = 1 - 2\,\Phi\left(z_{\frac{T}{2}}\right) = 1 - 2\,\Phi\left(\frac{T - \bar{x}}{\sigma}\right) =$$

$$= 1 - 2\,\Phi\left(\frac{T}{2\sigma}\right), \tag{8}$$

iar procentual :

$$Q = 100\,S. \tag{9}$$

Tabela 1

z	Φ (z)	Q	z	Φ (z)	Q
0,00	0,0000	100,00	1,20	0,3849	23,02
0,02	0,0080	98,40	1,22	0,3885	22,24
0,04	0,016	96,80	1,24	0,3925	21,50
0,06	0,0230	95,40	1,26	0,3962	20,76
0,08	0,0319	93,62	1,28	0,3997	20,06
0,10	0,0398	92,04	1,30	0,4032	19,36
0,12	0,0478	90,44	1,32	0,4066	18,68
0,14	0,0557	88,86	1,34	0,4099	18,02
0,16	0,0636	87,28	1,36	0,4131	17,38
0,18	0,0714	85,72	1,38	0,4162	16,76
0,20	0,0793	84,14	1,40	0, 192	16,16
0,22	0,0871	82,58	1,42	0,4222	15,56
0,24	0,0948	81,04	1,44	0,4251	14,98
0,26	0,1206	79,48	1,46	0,4279	14,42
0,28	0,1103	77,94	1,48	0,4306	13,88
0,30	0,1179	76,42	1,50	0,4332	13,36
0,32	0,1255	74,90	1,52	0,4357	12,86
0,34	0,1331	73,30	1,54	0,4382	12,36
0,36	1,1406	71,88	1,56	0,4406	11,88
0,38	0,1418	70,40	1,58	0,4429	11,42
0,40	0,1554	68,92	1,60	0,4452	10,96
0,42	0,1628	67,44	1,62	0,4479	10,52
0,44	0,1700	66,00	1,64	0,4495	10,10
0,46	0,1772	64,56	1,66	0,4515	9,70
0,48	0,1844	63,12	1,68	0,4535	9,30
0,50	0,1915	61,70	1,70	0,4554	8,92
0,52	0,1985	60,30	1,72	0,4573	8,54
0,54	0,2054	58,92	1,74	0,4591	8,18
0,56	0,2123	57,54	1,76	0,4608	7,84
0,58	0,2190	56,20	1,78	0,4625	7,50
0,60	0,2257	54,86	1,80	0,4641	7,18
0,62	0,2324	53,52	1,82	0,4656	6,88
0,64	0,2389	52,22	1,84	0,4671	6,58
0,66	0,2454	50,92	1,86	0,4686	6,28
0,68	0,2517	49,66	1,88	0,4699	6,02
0,70	0,2580	48,40	1,90	0,4713	5,74
0,72	0,2642	47,16	1,92	0,4726	5,48
0,74	0,2704	45,92	1,94	0,4730	5,24
0,76	0,2764	44,72	1,96	0,4750	5,00
0,78	0,2823	43,54	1,98	0,4761	4,78
0,80	0,2881	42,38	2,00	0,4772	4,56
0,82	0,2939	41,22	2,04	0,4793	4,14
0,84	0,2995	40,10	2,08	0,4812	3,76
0,86	0,3051	38,98	2,12	0,4830	3,40
0,88	0,3106	37,88	2,16	0,4846	3,08
0,90	0,3159	36,82	2,20	0,4861	2,78
0,92	0,3212	35,76	2,30	0,4893	2,14
0,94	0,3264	34,72	2,40	0,4918	1,64
0,96	0,3315	33,70	2,50	0,4938	1,24
0,98	0,3365	32,70	2,60	0,4953	0,94
			2,70	0,4965	0,70
			2,80	0,4974	0,52
1,00	0,3413	31,74	2,90	0,4981	0,38
1,02	0,3461	30,78			
1,04	0,3508	29,84			
1,06	0,3554	28,92	3,00	0,49865	0,27
1,08	0,3599	28,02	3,20	0,49941	0,118
			3,40	0,49966	0,068
			3,60	0,499841	0,032
1,10	0,3643	27,14	3,80	0,499928	0,014
1,12	0,3686	26,28			
1,14	0,3729	25,42			
1,16	0,3770	24,60	4,00	0,499968	0,006
1,18	0,3810	23,80			

Acest mod de a determina fracțiunea defectă probabilă se bazează pe ipoteza că centrul de grupare $\bar{x}$ coincide cu dimensiunea dorită $\bar{\bar{x}}$. Această presupunere este doar o simplificare, deoarece rezultatele sînt aproximativ aceleași, chiar dacă $\bar{x}$ ar fi deplasat puțin față de $\bar{\bar{x}}$. În acest din urmă caz, pentru un calcul exact, ar trebui luată în considerare deplasarea Δ, ceea ce ar complica inutil calculul.

Trebuie accentuat că legea de distribuție a lui Gauss este valabilă numai pentru cazul în care se va lua în considerare un număr foarte mare de piese. Practic se obține o determinare suficient de precisă a lui σ, dacă numărul pieselor cercetate este de 120 pînă la 200 bucăți [5], [7].

Trecînd la interpretarea practică a acestor considerente teoretice, se observă în primul rînd o particularitate de care trebuie să se țină seamă, și anume că gradul preciziei de lucru σ a mașinii-unelte nu este o caracteristică constantă a acesteia, ci variază pe măsură ce mașina se declasează. Prin urmare, caracteristica preciziei de lucru σ a mașinii-unelte este o valoare temporară, în funcție de uzura mașinii. Prin ea se poate exprima nu numai precizia momentană de lucru a mașinii-unelte, dar și starea ei de uzură în comparație cu o stare anterioară. În adevăr, dacă se stabilește în starea nouă a mașinii-unelte gradul preciziei de lucru, exprimat prin σ_1, și după un timp oarecare de exploatare a mașinii se verifică din nou starea preciziei de lucru, determinînd abaterea medie pătratică σ_2, vom găsi că $\sigma_2 > \sigma_1$, iar compararea celor două valori ne va orienta asupra stării relative de uzură a mașinii-unelte în cauză.

Determinînd procentul probabil de rebut Q pentru diferite valori ale lui σ și menținînd pe T și x constante, vom obține o curbă de felul celei reprezentate în figura 3. După cum se vede, la început Q crește lent, apoi creșterea devine bruscă, pentru ca la urmă să se apropie asimptotic de valoarea rebutului total, adică 100%. Este evident că, din punct de vedere practic, interesează numai porțiunea curbei pînă la o anumită fracțiune defectă probabilă acceptabilă. Această parte a curbei se află în apropierea originii axelor de coordonate, și anume în interiorul cercului din figura 3.

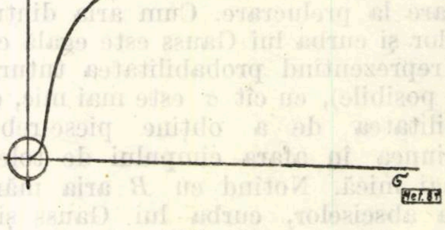


Fig. 3

În figura 4 sînt trasate, de asemenea, curbe corespunzătoare valorilor lui Q practic admisibile, în funcţie de σ, pentru diferite caracteristici de calitate T, adică pentru diferite mărimi ale cîmpului de toleranţă. Cu cît cîmpul de toleranţă prescris pentru caracteristica principală a pieselor este mai mare, cu atît curba corespunzătoare este la început mai apropiată de axa absciselor, toate curbele fiind tangente la aceasta în origine. Pentru a nu complica graficul, s-a început trasarea curbelor numai de la rebutul $Q\,\% = 0{,}2\,\%$. De altfel, rebuturi admisibile mai mici de 0,2% nu se iau în consideraţie.

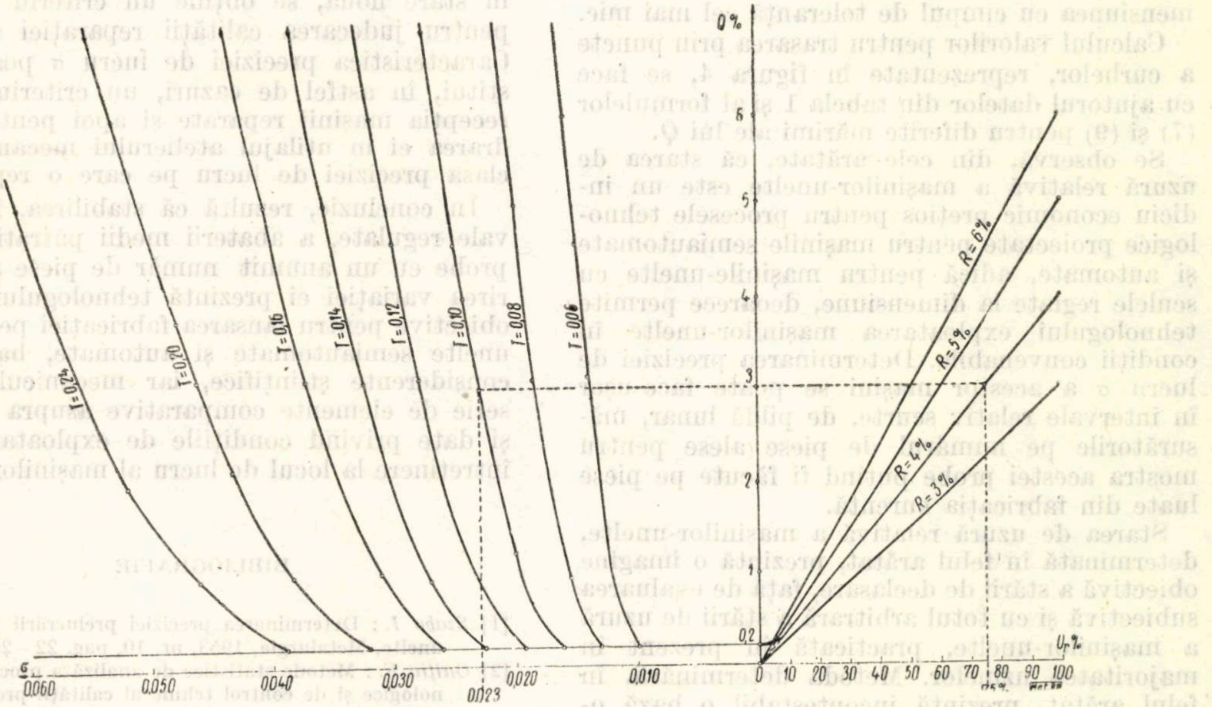


Fig. 4.

Curbele reprezentate în figura 4 permit stabilirea simplă a stării de uzură relativă a maşinii-unelte. Definim uzura relativă, corespunzătoare unui procent maxim admis de rebut Q_a, prin formula:

$$U_R = \frac{100\,Q_c}{Q_a}\,\%, \tag{10}$$

în care:

Q_a este, pentru un anumit proces tehnologic, o constantă;

Q_c — valoarea rebutului probabil, pe baza cunoaşterii mărimii lui T şi a lui σ în momentul în care ne interesează.

Relaţia pentru uzura relativă U_R, fiind o funcţie liniară de Q_c, poate fi reprezentată printr-o familie de drepte, în modul arătat în figura 4 (partea din dreapta). Dacă pentru lansarea în fabricaţie a unei serii de piese este cunoscută caracteristica de calitate T (cîmpul de toleranţă) a dimensiunii urmări e şi rebutul admisibil Q_a, cu ajutorul nomogramei date în figura 4, se poate stabili simplu caracteristica necesară a preciziei de lucru a strungului automat sau semiautomat pe care se poate lansa fabricaţia, avînd asigurată probabilitatea ca seria de piese fabricate să corespundă condiţiilor tehnice cerute.

Să analizăm, ca exemplu, o piesă cu toleranţa dimensiunii urmărite $T = 0{,}1$ mm, care va trebui fabricată în serie pe un strung automat cu cap-revolver. Pentru procesul tehnologic de fabricaţie, se admite un rebut $Q_a = 4\,\%$. Nomograma din figura 4 ne arată că precizia de lucru σ a strungului automat va trebui să fie mai mică decît 0,0243 mm, deoarece, pentru condiţiile tehnologice date ($T = 0{,}1$ mm şi $Q_a = 4\,\%$) la valoarea lui $\sigma = 0{,}0243$ mm, uzura relativă va fi de 100%. Prin urmare, pentru această valoare sau pentru o valoare mai mare a lui σ, nu avem siguranţa îndeplinirii condiţiilor tehnice impuse. Numai atunci cînd caracteristica preciziei de lucru σ a strungului automat în cauză va fi mai mică decît 0,0243 mm, adică:

$$\sigma < 0{,}0243 \text{ mm},$$

există probabilitatea că aceste condiţii vor fi respectate.

Aceste mărimi pot fi, bineînţeles, şi calculate cu ajutorul datelor din tabela 1. Pentru $Q_a = 4\,\%$, de exemplu, găsim prin interpolare liniară valoarea $z = 2{,}055$ și aplicînd formula (7), rezultă:

$$\sigma = \frac{T}{2z} = \frac{0{,}10}{4{,}11} = 0{,}0243 \text{ mm};$$

interpolînd, obținem pentru Q_c valoarea 2,97%. Putem deci afirma că, pentru $\sigma = 0{,}023$ mm, rebutul probabil va fi de aproximativ 3%, iar uzura relativă a mașinii-unelte, de circa 75%.

În cazul prelucrării unor piese la care se urmăresc mai multe dimensiuni prevăzute cu toleranțe, analiza sus-arătată se referă la dimensiunea cu cîmpul de toleranță cel mai mic.

Calculul valorilor pentru trasarea prin puncte a curbelor, reprezentate în figura 4, se face cu ajutorul datelor din tabela 1 și al formulelor (7) și (9) pentru diferite mărimi ale lui Q.

Se observă, din cele arătate, că starea de uzură relativă a mașinilor-unelte este un indiciu economic prețios pentru procesele tehnologice proiectate pentru mașinile semiautomate și automate, adică pentru mașinile-unelte cu sculele reglate la dimensiune, deoarece permite tehnologului exploatarea mașinilor-unelte în condiții convenabile. Determinarea preciziei de lucru σ a acestor mașini se poate face ușor în intervale relativ scurte, de pildă lunar, măsurătorile pe numărul de piese alese pentru mostra acestei probe putînd fi făcute pe piese luate din fabricația curentă.

Starea de uzură relativă a mașinilor-unelte, determinată în felul arătat, prezintă o imagine obiectivă a stării de declasare, față de evaluarea subiectivă și cu totul arbitrară a stării de uzură a mașinilor-unelte, practicată în prezent în majoritatea uzinelor. Metoda determinării, în felul arătat, prezintă incontestabil o bază obiectivă, tehnologul devenind întrutotul independent de aprecierile subiective ale atelierului mecanic.

Ținerea în evidență a valorilor lui σ, găsite la anumite intervale de timp, aduce însă avantaje și mecanicului-șef. Acesta va putea urmări condițiile de exploatare a mașinilor-unelte. Modul de variație în timp a caracteristicii preciziei de lucru σ poate fi considerat ca un indiciu pentru felul exploatării. În cazul cînd creșterea valorii caracteristicii σ este prea accentuată, aceasta arată că regimul de așchiere aplicat este prea sever sau că nu se respectă disciplina tehnologică, lucrîndu-se cu regimuri de așchiere diferite de cele stabilite de tehnolog și care suprasolicită mașina. Se poate însă ca mașina-unealtă să fie exploatată cu regim de așchiere rațional și totuși să apară o creștere prea intensivă a valorii lui σ, și anume atunci cînd întreținerea zilnică a mașinii de către muncitorul mînuitor nu este satisfăcătoare. În astfel de cazuri, serviciul mecanicului-șef va trebui să cerceteze cauzele care provoacă aceste anomalii, pentru a putea fi luate măsurile de îndreptare.

Caracteristica preciziei de lucru a mașinii-unelte mai poate fi folosită de serviciul mecanicului-șef și pentru aprecierea calității reparațiilor capitale. Comparînd valoarea lui σ_r a mașinii-unelte imediat după efectuarea reparației capitale cu σ_n pe care mașina a avut-o în stare nouă, se obține un criteriu obiectiv pentru judecarea calității reparației capitale. Caracteristica preciziei de lucru σ poate constitui, în astfel de cazuri, un criteriu pentru recepția mașinii reparate și apoi pentru încadrarea ei în utilajul atelierului mecanic după clasa preciziei de lucru pe care o reprezintă.

În concluzie, rezultă că stabilirea, în intervale regulate, a abaterii medii pătratice σ pe probe cu un anumit număr de piese și urmărirea variației ei prezintă tehnologului criterii obiective pentru lansarea fabricației pe mașini-unelte semiautomate și automate, bazate pe considerente științifice, iar mecanicului-șef o serie de elemente comparative asupra calității și date privind condițiile de exploatare și de întreținere la locul de lucru al mașinilor-unelte.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Szabo I.*: Determinarea preciziei prelucrării pe mașini-unelte, Metalurgia, 1953, nr. 10, pag. 22—26.

[2] *Onițiu F.*: Metode statistice de analiză a proceselor tehnologice și de control tehnic al calității produselor în industrie, Metalurgia și Construcția de Mașini, 1955, nr. 1 și 2, pag. 61—69.

[3] *Onițiu F.*: Controlul operativ statistic al calității pe bază de măsurare, Metalurgia și Construcția de Mașini, 1955, nr. 4—5.

[4] *Rancu N.* și *Tövissi L.*: Analiza desfășurării procesului de producție — etapă necesară a introducerii metodelor statistice de control al calității producției industriale, Metalurgia și Construcția de Mașini 1956, nr. 7, pag. 61—69.

[5] *Killmann V.* și *Ghircoiașiu N.*: Beitrag zur Bestimmung des Verschleisszustandes der Werkzeugmaschinen, Maschinenbau-Technic, 1960, nr. 3, pag. 120—124.

[6] *Albu A.*: Metodă pentru determinarea preciziei strungurilor automate monobroșe cu cap revolver, Lucrări științifice ale Institutului Politehnic Cluj, 1960, pag. 201—217.

[7] *Raibman N. S.*: O cisle nabliudenii pri hronometraje, Vestnik Mașinostroenia, 1959, nr. 8, pag. 73—75.

[8] *Proncikov A. S.*: Uzura și durabilitatea mașinilor-unelte, I.D.T., București, 1958.

[9] *Ionescu M. H.*: Elemente de statistică matematică, Editura științifică, București, 1957.

CZ 621.642 :621.772 :621.984.33

Elementele geometrice ale desfăşuratei fundurilor bombate pentru recipientele sub presiune

Ing. VICTOR TURCU
Institutul de proiectări instalaţii petrolifere — Ploieşti

În practică, majoritatea fundurilor recipientelor sub presiune sînt bombate în formă de mîner de coş (fig. 1), cu toate că acest profil tinde să fie înlocuit cu cel eliptic, mai avantajos din punctul de vedere al utilizării materialelor. În cazul diametrelor mai mari, realizarea acestora dintr-o singură bucată prezintă dificultăţi; în asemenea cazuri se recurge la construirea lor din mai multe bucăţi numite clinuri sau segmente, care se unesc prin sudare.

Deoarece proiectarea unui segment implică însă un calcul laborios şi complicat, în acest articol se prezintă o metodă simplă şi uşoară pentru dimensionarea acestor segmente pentru profilul standardizat în U.R.S.S. cu norma nr. H 456-50 a Ministerului Industriei Petrolului*.

Între elementele geometrice de bază ale unui fund bombat în formă de mîner de coş există relaţiile:

$$\frac{R}{D_m} = 0{,}9 \text{ şi } \frac{r}{R} = 0{,}19.$$

Rezultă:

$$R = 0{,}9\ D_m = 0{,}9 \times 2\ R_m = 1{,}8\ R_m = K\ R_m;$$

$$r = 0{,}19\ R = 0{,}19 \times 1{,}8\ R_m = 0{,}342\ R_m = K_1 R_m.$$

Valorile $K = 1{,}8$ şi $K_1 = 0{,}342$ sînt considerate parametrii fundurilor bombate în formă de mîner de coş.

ABCDE (fig. 1) reprezintă linia mijlocie a fundului secţionat cu un plan meridian.

Se poate deci scrie:

$$\sin\delta = \frac{R_m - r}{R - r} = \frac{1 - K}{K - K_1} = \frac{1 - 0{,}342}{1{,}8 - 0{,}342} =$$

$$= 0{,}451\cdot303;$$

$$\delta = 26°49'38'';$$

$$\beta = 90° - \delta = 63°10'22''$$

(Pentru aceiaşi parametri, unghiurile α, β, γ şi δ sînt constante şi independente de raza R_m.)

Divizînd arbitrar pe β şi pe γ în cîte cinci părţi egale, se obţine:

$$\frac{\beta}{5} = 12°38'4''$$

şi

$$\frac{\gamma}{5} = 5°21'56''.$$

1. *Razele orizontale* R_i şi R_i' au expresiile:

$$R_i = R_m\{1 - 0{,}342\ [1 - \cos(\beta - i\alpha)]\}; \quad (1)$$

$$R_i' = 1{,}8\ R_m \sin(\delta - i\gamma). \quad (1')$$

2. *Distanţele* ρ_i şi ρ_i' se consideră desfăşurate (pe fig. 1 ele sînt reprezentate simbolic):

$$\rho_i = R_m\pi\ \frac{\delta}{100} + R_m\pi K_1\ \frac{i\alpha}{180}$$

sau

$$\rho_i = R_m\left[\pi\frac{\delta}{100} + 0{,}342\,\pi\frac{i\alpha}{180}\right]; \quad (2)$$

$$\rho_i' = \frac{2\pi R}{360}\ (\delta - i\gamma) = \frac{\pi K R_m}{180}\ (\delta - i\gamma)$$

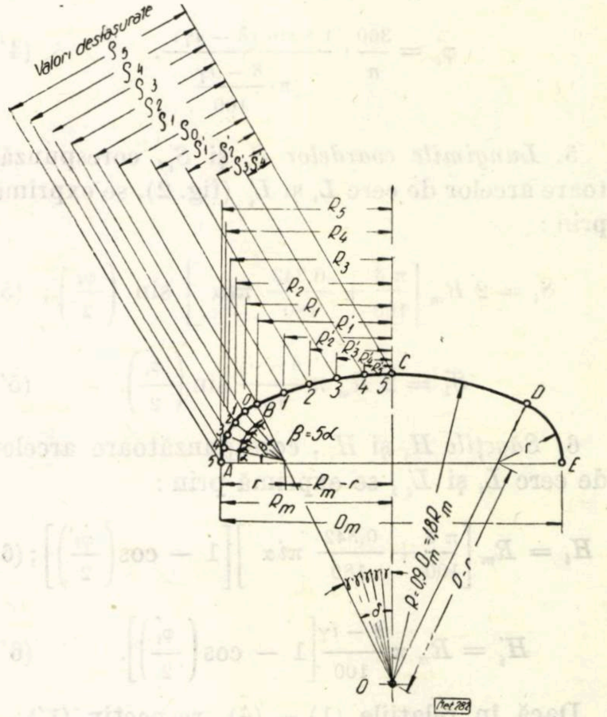


Fig. 1.

sau

$$\rho_i' = R_m\pi\ \frac{\delta - i\gamma}{100}. \quad (2')$$

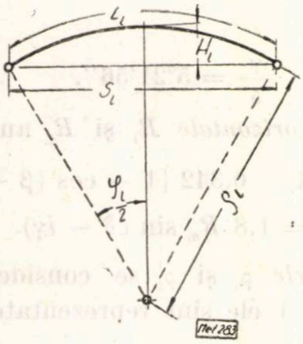
---

* În ţara noastră aceste relaţii nu sînt standardizate pentru recipientele industriei de petrol.

3. *Lungimile arcelor de cerc* L_i și L'_i (fig. 2) sînt exprimate prin relațiile :

$$L_i = \frac{2\pi}{n} R_m \{1 - 0{,}342[1 - \cos(\beta - i\alpha)]\}; \quad (3)$$

$$L'_i = R_m \frac{3.6\,\pi}{n} \sin(\delta - i\gamma). \quad (3')$$



L_i
H_i
S_i
$\frac{\varphi_i}{2}$
S'_i

Fig. 2.

4. *Unghiurile la centru* φ_i și φ'_i : Dacă numărul de segmente este n, unghiurile la centru corespunzătoare arcelor L_i și L'_i, trasate cu razele ρ_i și ρ'_i, se obțin din relațiile :

$$\varphi_i = \frac{360}{n} \cdot \frac{1 - 0{,}342\,[1 - \cos(\beta - i\alpha)]}{\frac{\pi\delta}{100} + 0{,}342\,\pi \frac{i\alpha}{180}}; \quad (4)$$

$$\varphi'_i = \frac{360}{n} \cdot \frac{1.8 \sin(\delta - i\gamma)}{\pi \cdot \frac{\delta - i\gamma}{100}}. \quad (4')$$

5. *Lungimile coardelor* S_i și S'_i, corespunzătoare arcelor de cerc L_i și L'_i (fig. 2), se exprimă prin :

$$S_i = 2\,R_m \left[\frac{\pi\,\delta}{100} + \frac{0.342}{180} \cdot \pi i\alpha\right] \sin\left(\frac{\varphi_i}{2}\right); \quad (5)$$

$$S'_i = 2\,R_m\,\pi \frac{\delta - i\gamma}{100} \sin\left(\frac{\varphi'_i}{2}\right). \quad (5')$$

6. *Săgețile* H_i și H'_i, corespunzătoare arcelor de cerc L_i și L'_i, se exprimă prin :

$$H_i = R_m \left[\frac{\pi\,\delta}{100} + \frac{0.342}{180}\,\pi i\alpha\right]\left[1 - \cos\left(\frac{\varphi_i}{2}\right)\right]; \quad (6)$$

$$H'_i = R_m\,\pi \frac{\delta - i\gamma}{100}\left[1 - \cos\left(\frac{\varphi'_i}{2}\right)\right]. \quad (6')$$

Dacă în relațiile (1) — (6), respectiv (1') — (6') se consideră $R_m = 1$, rezultă expresiile coeficienților unitari :

$$K_{R_i} = 1 - 0{,}342\,[1 - \cos(\beta - i\alpha)]; \quad (7)$$

$$K'_{R_i} = 1{,}8 \sin(\delta - i\gamma); \quad (7')$$

$$K_{\rho_i} = \pi \frac{\delta}{100} + 0{,}342\,\pi \frac{i\alpha}{180}; \quad (8)$$

$$K'_{\rho_i} = \pi \frac{\delta - i\gamma}{100}; \quad (8')$$

$$K_{L_i} = \frac{2\pi}{n}\{1 - 0{,}342\,[1 - \cos(\beta - i\alpha)]\}; \quad (9)$$

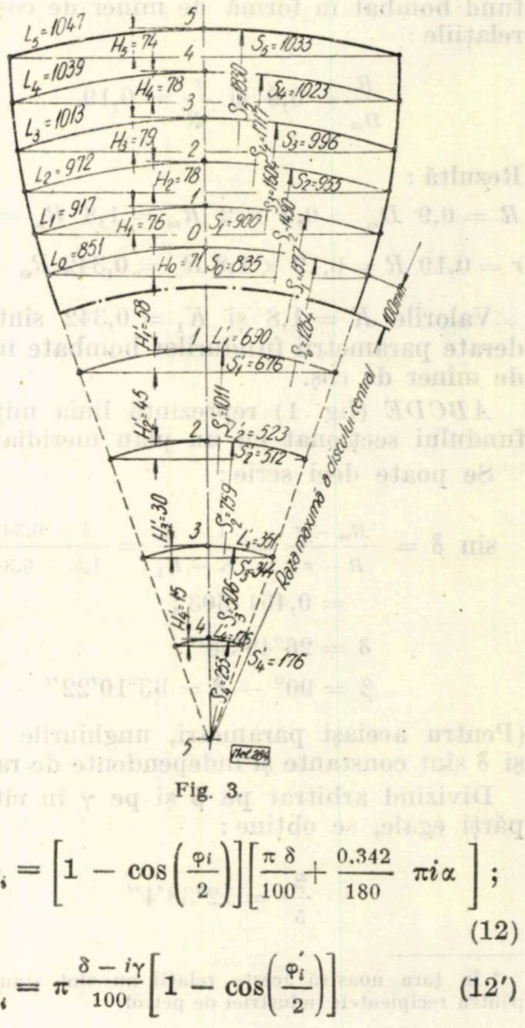
$$K'_{L_i} = \frac{3.6}{n} \sin(\delta - i\gamma); \quad (9')$$

$$K_{\varphi_i} = \frac{360}{n} \cdot \frac{1 - 0.342\,[1 - \cos(\beta - i\alpha)]}{\frac{\pi\,\delta}{100} + 0{,}342\,\pi \frac{i\alpha}{180}}; \quad (10)$$

$$K'_{\varphi_i} = \frac{360}{n} \cdot \frac{1.8 \sin(\delta - i\gamma)}{\pi \frac{\delta - i\gamma}{100}}; \quad (10')$$

$$K_{S_i} = 2 \sin\left(\frac{\varphi_i}{2}\right)\left[\frac{\pi\,\delta}{100} + \frac{0.342}{180^{\circ}}\,\pi i\alpha\right]; \quad (11)$$

$$K'_{S_i} = 2\,\pi \sin\left(\frac{\varphi'_i}{2}\right)\frac{\delta - i\gamma}{100}; \quad (11')$$



$L_5 = 1047$
5
$H_5 = 74$
$S_5 = 1033$
4
$L_4 = 1039$
$H_4 = 78$
$S_4 = 1023$
3
$L_3 = 1013$
$H_3 = 79$
$S_3 = 996$
2
$L_2 = 972$
$H_2 = 78$
$S_2 = 955$
1
$L_1 = 917$
$H_1 = 76$
$S_1 = 900$
0
$L_0 = 851$
$H_0 = 71$
$S_0 = 835$
$S'_5 = 1830$
$S'_4 = 1717$
$S_3 = 1604$
$S'_2 = 1490$
$S'_1 = 1377$
$S'_0 = 1264$
100mm
$H'_1 = 58$
1
$L'_1 = 690$
$S'_1 = 676$
$H'_2 = 45$
$S'_1 = 1011$
2
$L'_2 = 523$
$S'_2 = 512$
$H'_3 = 30$
$S'_2 = 759$
3
$L'_3 = 351$
$S'_3 = 344$
$H'_4 = 15$
$S'_3 = 506$
4
$L'_4 = 175$
$S'_4 = 176$
$S'_4 = 253$
5
Raza maximă a discului central

Fig. 3.

$$K_{H_i} = \left[1 - \cos\left(\frac{\varphi_i}{2}\right)\right]\left[\frac{\pi\,\delta}{100} + \frac{0.342}{180}\,\pi i\alpha\right]; \quad (12)$$

$$K'_{H_i} = \pi \frac{\delta - i\gamma}{100}\left[1 - \cos\left(\frac{\varphi'_i}{2}\right)\right] \quad (12')$$

Tabela I

Nr. segmentelor n	Indice i	Coeficienţii unitari										Unghiuri la centru	
		K_{R_i}	K'_{R_i}	K_{ρ_i}	K'_{ρ_i}	K_{L_i}	K'_{L_i}	K_{H_i}	K'_{H_i}	K_{S_i}	K'_{S_i}	$\frac{\varphi_i}{2}$	$\frac{\varphi'_i}{2}$
3	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	1,701 375	1.701 375	0,394 076	0,394 084	1,426 830	1,426 845	57°49′50″	57°49′54″
	1	0,875 364	0,6 8 582	0,918 219	0,674 240	1,833 362	1,379 334	0,420 805	0,323 021	1,543 640	1 151 077	57°11′58″	58°3 ′24″
	2	0,928 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	1,943 297	1,045 233	0,438 401	0,246 859	1,648 062	0,868 852	56° 1′40″	59°12′51″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	2,025 859	0,701 932	0,445 039	0,166 6[illegible]	1,736 063	0,581 830	54°17′16″	59°38′50″
	4	0 991 718	0,168 316	1 144 468	0,169 573	2,077 054	0,352 521	0,439 737	0,084 054	1,803 505	0,291 707	51°59′31″	59°54′31″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	2,094 400	0,00	0,422 545	0,00	1,846 476	0,00	49°11′ 6″	60°00′00″
5	0	0,812 345	0,812 347	0,842 804	0,842 804	1,020 825	1,020 825	0,149 876	0,150 183	0,959 519	0,960 390	34°41′50″	34′44′ 4″
	1	0,875 3 4	0,658 582	0,918 219	0,674 240	1,100 017	0,827 600	0,159 858	0,123 043	1,035 402	0,776 613	34°19′11″	35° 9′50″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	1,165 978	0,627 140	0,166 177	0,094 654	1,060 481	0,589 138	33°37′00″	35°31′43″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	1 215 515	0,421 159	0,168 039	0,063 656	1,150 743	0,394 300	32°33′42″	35°47′19″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	1 246 233	0,211 513	0,165 482	0,032 100	1,185 566	0,197 908	31°11′43″	35°56′42″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	1,256 640	0,00	0,158 263	0,00	1,201 797	0,00	2[illegible]°[illegible]0′39″	36°00′00″
7	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	0,729 161	0,729 161	0,077 633	0,077 633	0,706 634	0,706 634	24°47′ 6″	24°47′ 6″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,785 727	0,591 143	0,082 770	0,063 755	0,761 973	0,572 391	24°30′51″	25° 7′ 2″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,832 842	0,447 857	0,085 989	0,048 797	0,808 677	0,433 452	24°00′43″	25°22′39″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	0,868 225	0,300 828	0,086 935	0,033 001	0,84[illegible] 562	0,290 944	23°1[illegible]′58″	25°33′47″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,8[illegible] 166	0,151 080	0,085 460	0,016 644	0,867 894	0,146 073	22°16′56″	25°40′30″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,897 600	0,00	0,081 630	0,00	0,876 4[illegible]3	0,00	21° 4′45″	25°42′51″
9	0	0,812 345	0,821 345	0,842 804	0,842 804	0,567 152	0,567 125	0,047 253	0,047 253	0,556 482	0,556 481	19°16′38″	19°16′38″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,611 120	0,459 778	0,050 374	0,038 815	0,599 909	0,450 924	19° 4′00″	19°32′ 8″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,647 765	0,348 411	0,052 320	0,029 705	0,636 355	0,341 527	18°40′33″	19°44′10″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	0,675 286	0,233 977	0,052 877	0,020 094	0,664 110	0,229 300	18° 5′45″	19°52′57″
	4	0,991 718	0,168 316	1 144 468	0,168 573	0,692 351	0,117 507	0,051 958	0,010 135	0,681 842	0,115 142	17°19′50″	19°58′10″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,689 133	0,00	0,049 603	0,00	0,688 645	0,00	16°23′42″	20°00′00″
11	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	0,464 041	0,464 011	0,031 732	0,027 858	0,458 170	0,429 793	15°46′20″	15°46′20″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,500 008	0,376 182	0,033 824	0,026 059	0,493 855	0,371 323	15°36′00″	15°59′ 1″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,529 990	0,285 064	0,035 126	0,019 917	0,523 726	0,281 049	15°10′49″	16° 8′58″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	0,552 507	0,191 436	0,035 496	0,013 497	0,546 382	0,188 874	14°48′21″	16°16′ 3″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 467	0,168 573	0,566 469	0,096 142	0,034 870	0,006 808	0,560 711	0,094 334	14°10′47″	16°20′19″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,571 200	0,00	0,033 281	0,00	0,566 000	0,00	13°24′51″	16°21′49″
13	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	0,392 625	0,392 625	0,022 761	0,022 764	0,389 086	0,389 119	13°20′45″	13°20′45″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,423 084	0,318 308	0,024 260	0,018 695	0,419 352	0,315 362	13°12′00″	13°31′29″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,448 453	0,241 208	0,025 186	0,014 313	0,444 603	0,238 926	12°55′40″	13°39′53″
	3	0,967 274	0,335 147	1,059 052	0,337 129	0,467 506	0,161 984	0,025 456	0,009 682	0,463 812	0,160 428	12°31′40″	13°45′53″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,479 320	0,081 351	0,025 002	0,004 883	0,475 826	0,080 562	11°59′53″	13°49′30″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,483 323	0,00	0,023 857	0,00	0,480 159	0,00	11°21′ 1″	13°50′46″

continuare Tabela 1

Nr. segmentelor n	Indice i	Coeficienții unitari										Unghiuri la centru	
		K_{R_i}	K'_{R_i}	K_{ρ_i}	K'_{ρ_i}	K_{L_i}	K'_{L_i}	K_{H_i}	K'_{H_i}	K_{S_i}	K'_{S_i}	$\frac{\varphi_i}{2}$	$\frac{\varphi'_i}{2}$
15	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	0,340 275	0,340 275	0,017 115	0,017 140	0,337 973	0,337 973	11°33′59″	11°33′59″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,366 672	0,275 867	0,018 242	0,014 060	0,364 239	0,273 945	11°26′24″	11°43′17″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,388 659	0,209 047	0,017 949	0,010 764	0,486 187	0,207 560	11°12′20″	11°50′34″
	3	0,967 274	0,335 147	1,059 052	0,337 129	0,405 172	0,140 386	0,018 138	0,072 810	0,402 753	0,139 375	10°51′27″	11°55′46″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,415 411	0,070 504	0,019 796	0,036 725	0,410 841	0,069 991	10°23′54″	11°58′54″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0.418 880	0,00	0,018 935	0,00	0,416 825	0,00	9°50′13″	12°00′00″
17	0	0,812 345	0,812 345	0,842 804	0,842 804	0,300 243	0,300 243	0,013 334	0,013 334	0,298 669	0,298 656	10°12′20″	10°12′20″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,323 535	0,243 412	0,014 213	0,010 954	0,321 863	0,242 090	10° 5′39″	10°20′32″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,342 925	0,184 453	0,014 758	0,008 387	0,341 231	0,181 430	9°53′14″	10°26′58″
	3	0,967 274	0,335 147	1,059 052	0,337 129	0,5	0,123 870	0,014 909	0,005 656	0,355 843	0,122 944	9°34′49″	10°30′34″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,366 539	0,062 210	0,014 642	0.002 862	0,364 969	0,061 859	9°10′30″	10°34′20″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,369 600	0,00	0,013 971	0,00	0,368 193	0,00	8°40′47″	10°35′18″
19	0	0,812 345	0,812 345	0,862 804	0,842 804	0,268 638	0,268 638	0,010 681	0,010 681	0,267 504	0,267 504	9° 7′53″	9° 7′53″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,289 474	0,217 790	0,011 385	0,008 774	0,288 290	0,216 842	9° 1′54″	9°15′13″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,306 837	0,165 037	0,011 820	0,006 719	0,305 615	0,164 306	8°50′47″	9°20′59″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 052	0,337 129	0,319 873	0,110 831	0,011 941	0,004 544	0,318 673	0,110 334	8°34′18″	9°25′ 5″
	4	0,991 718	0,168 316	1.144 468	0,168 573	0,327 956	0,055 661	0,011 727	0,002 292	0,326 844	0,055 409	8°12′34″	9°27′33″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,330 695	0,00	0,011 189	0,00	0,329 684	0,00	7°45′58″	9°28′25″
21	0	0,812 345	0,812 345	0,862 804	0,842 804	0,243 054	0,243 054	0,008 747	0,008 747	0,242 123	0,242 121	8°15′42″	8°15′42″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,261 909	0,197 048	0,009 323	0,007 185	0,261 022	0,196 348	8°10′17″	8°22′21″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,277 614	0,149 319	0,009 679	0,005 501	0,276 710	0.148 775	8°00′14″	8°27′33″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 062	0,337 129	0,289 408	0,100 276	0,009 779	0,003 722	0,288 522	0,099 908	7°45′19″	8°31′16″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,296 722	0,050 360	0,009 602	0,001 877	0,295 900	0,050 173	7°25′39″	8°33′30″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,299 200	0,00	0,009 161	0,00	0,298 445	0,00	7° 1′35″	8°34′17″
23	0	0,812 345	0,812 345	0,862 804	0,842 804	0,221 919	0,221 919	0,007 294	0,007 294	0,221 273	0,221 280	7°32′36″	7°32′36″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,239 135	0,179 913	0,007 774	0,005 992	0,238 443	0,179 378	7°27′39″	7°38′40
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,253 474	0,136 335	0,008 071	0,004 587	0,252 787	0,135 921	7°18′29″	7°43′25″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 062	0,337 129	0,264 243	0,091 556	0,008 155	0,003 103	0,263 577	0,091 275	7° 4′52″	7°46′48″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,270 920	0,045 981	0,008 007	0,001 565	0,270 294	0,045 838	6°46′54″	7°48′51″
	5	1,00	0,00	1,219 885	0,00	0,273 183	0,00	0,00	0,007 639	0,272 615	0,00	6°24′56″	7°49′34″
25	0	0,812 345	0,812 345	0,862 804	0,842 804	0,204 165	0,204 165	0,006 175	0,006 174	0,203 661	0,203 660	6°56′23″	6°56′23″
	1	0,875 364	0,658 582	0,918 219	0,674 240	0,220 003	0,165 520	0,006 582	0,005 073	0,219 478	0,165 108	6°51′50″	7° 1′58″
	2	0,927 854	0,499 061	0,993 637	0,505 684	0,233 196	0,125 428	0,006 947	0,003 884	0,234 572	0,125 108	6°46′44″	7° 6′21″
	3	0,967 274	0,335 147	1,069 062	0,337 129	0,243 103	0,084 232	0,007 278	0,002 027	0,242 576	0,084 013	6°30′52″	7° 9′28″
	4	0,991 718	0,168 316	1,144 468	0,168 573	0,249 247	0,042 303	0,006 779	0,001 325	0,248 757	0,042 190	6°14′21″	7°11′20″
	5		0,00	1,219 885	0,00	0,251 328	0,00	0,006 467	0,00	0,250 884	0,00	5°54′ 8″	7°12′00″

Cu ajutorul acestor expresii s-au calculat coeficienții unitari pentru următoarele valori :

$$i = 0, 1, 2, 3, 4, 5\,;$$

$$n = 3 - 25 \text{ (numai numerele impare).}$$

Cu valorile obținute s-a întocmit tabela 1, cu ajutorul căreia se pot calcula ușor toate elementele geometrice de proiectare. În acest scop este suficient să se efectueze 40 de multiplicări ale razei medii a vasului cilindric R_m cu coeficienții corespunzători numărului n al segmentelor din tabela 1, așa cum rezultă din exemplul prezentat.

Exemplu

Să se calculeze și să se traseze elementele geometrice ale unui segment pentru fundul bombat în formă de mîner de coș al unui recipient care are următoarele date :

$D_m = 3{,}00$ m — diametrul mediu al vasului cilindric ;

$n = 9$ — numărul segmentelor.

Raza medie va fi :

$$R_m = \frac{D_m}{2} = \frac{3\,000}{2} = 1\,500 \text{ mm.}$$

Multiplicînd cu 1 500 coeficienții unitari corespunzători lui $n = 9$ din tabela 1, se obțin valorile din tabela 1 (rotunjite la mm).

Tabela 2

i	δ_i	ρ_i'	s_i	s_i'	L_i	L_i'	H_i	H_i'
0	1264	(1264)	835	(835)	851	(851)	71	(71)
1	1377	1011	900	676	917	690	76	58
2	1490	759	955	512	972	523	78	45
3	1604	506	996	344	1013	351	79	30
4	1717	253	1023	173	1039	176	78	15
5	1830	(0,00)	1033	(0,00)	1047	(0,00)	74	(0,00)

Cu aceste valori se poate trasa segmentul din figura 3.

Valorile φ_i au servit ca auxiliare de calcul, dar ele pot fi utilizate și la controlul trasării, spre deosebire de valorile R, care au servit numai ca auxiliare de calcul.

Din experienta uzinelor și laboratoarelor

CZ 531. 32.08 :621–752

Măsurarea vibrațiilor mecanice

Prof. ing. GHEORGHE BUZDUGAN
Institutul politehnic – București

I. CONSIDERAȚII GENERALE

Măsurarea este un auxiliar prețios al calculului, prin care se verifică exactitatea calculelor și a ipotezelor de calcul ; adeseori, în special în calculul de rezistență, măsurarea completează calculele dificile sau, uneori, le înlocuiește în întregime. De exemplu, pentru aflarea frecvenței fundamentale a vibrațiilor unui pod existent, care nu a fost niciodată calculată sau măsurată, măsurarea va răspunde mult mai repede decît calculul.

Se știe că una dintre laturile pe care s-a manifestat continuu progresul tehnic în construcția de mașini a fost aceea a creșterii vitezelor și a puterii pe unitate, precum și a scăderii greutății pe unitatea de putere. Prin această evoluție, vibrațiile apar din ce în ce mai des în funcționarea mașinilor. În figura 1 s-a reprezentat un sistem oscilant cu un singur grad de libertate, executînd vibrații armonice sub efectul forței armonice $F_0 \sin \omega t$. Se știe că ecuația mișcării corpului în vibrație este :

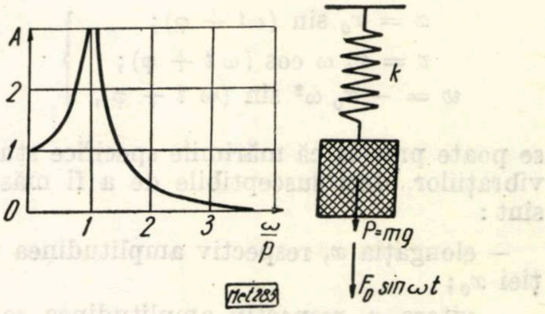


Fig. 1.

$$x = a \sin(pt + \varphi) + \frac{F_0}{k} \cdot \frac{1}{1 - \frac{\omega^2}{p^2}} \sin \omega t. \quad (1)$$

Primul termen din membrul al doilea reprezintă vibraţia proprie, care se anulează după un timp foarte scurt, astfel încît vibraţia forţată se face după legea :

$$x = \frac{F_0}{k} \cdot \frac{1}{1-\frac{\omega^2}{p^2}} \sin\omega t = \frac{F_0}{k} A \sin\omega t, \tag{2}$$

în care „factorul de amplificare" s-a notat cu :

$$A = \frac{1}{1-\frac{\omega^2}{p^2}}. \tag{3}$$

În aceste relaţii :

$p = \sqrt{\frac{k}{m}}$ este pulsaţia proprie a sistemului, s^{-1};

ω — pulsaţia forţei perturbatoare, s^{-1};

k — constanta elastică a arcului, kgf/cm.

Cît timp maşinile erau robuste şi lente, ω era mult mai mic decît p, deci $\frac{\omega}{p} \ll 1$, ceea ce făcea să nu existe fenomene de rezonanţă. Diagrama din figura 1 arată că la $\frac{\omega}{p} = 1$, adică la rezonanţă, A devine infinit, ceea ce înseamnă că vibraţia pune în pericol elementul elastic, în acest caz arcul. Astfel de situaţii se pot întîlni azi curent. Mai mult, maşinile şi construcţiile au mai multe frecvenţe proprii, deci mai multe posibilităţi de rezonanţă. Cunoaşterea acestora, prin calcul şi măsurări, şi evitarea consecinţelor dăunătoare prin măsuri adecvate constituie o obligaţie a inginerului de azi.

1. Parametrii care se măsoară în studiul vibraţiilor

Pornind de la ecuaţia mişcării vibratorii armonice, cu cele două derivate ale sale, care reprezintă viteza şi acceleraţia :

$$\left.\begin{aligned} x &= x_0 \sin(\omega t + \varphi); \\ v &= x_0 \omega \cos(\omega t + \varphi); \\ w &= -x_0 \omega^2 \sin(\omega t + \varphi), \end{aligned}\right\} \tag{4}$$

se poate preciza că mărimile specifice studiului vibraţiilor, deci susceptibile de a fi măsurate, sînt :

— elongaţia x, respectiv amplitudinea vibraţiei x_0;

— viteza v, respectiv amplitudinea sa $v_0 = x_0 \omega$;

— acceleraţia w, respectiv amplitudinea sa $w_0 = x_0 \omega^2$;

— pulsaţia ω, respectiv frecvenţa $f = \frac{\omega}{2\pi}$;

— faza φ.

2. Obiecte supuse măsurărilor de vibraţii

Cunoaşterea amplitudinilor vibraţiilor permite o verificare rapidă de rezistenţă a elementelor elastice supuse vibraţiilor. Cunoaşterea frecvenţelor proprii ale sistemelor elastice permite să se prevadă şi să se evite efectele fenomenelor de rezonanţă. Este evident că în cazul vibraţiilor armonice, în baza relaţiilor (4), cunoscînd pe x_0 şi ω, se poate calcula amplitudinea acceleraţiei fără a o mai măsura. Dacă vibraţiile nu sînt armonice sau dacă se studiază fenomene neperiodice (efecte ale şocurilor şi exploziilor), acceleraţia nu se mai poate calcula cu relaţia (4). De multe ori, la astfel de fenomene interesează tocmai mărimea acceleraţiei, pentru a se constata de cîte ori se amplifică efectul greutăţii corpurilor rezemate pe elemente elastice, de exemplu efectul şocurilor produse de gropi asupra suspensiei autovehiculelor. În asemenea cazuri măsurarea acceleraţiilor este necesară.

În prezent măsurările de vibraţii sînt întîlnite la cele mai variate produse ale tehnicii. Astfel :

— la maşinile cu piston se măsoară vibraţiile de ansamblu ale maşinii pe fundaţie, vibraţiile arborelui, supapelor ;

— la turbomaşini se măsoară vibraţiile de ansamblu, vibraţiile arborelui, discului, paletelor ;

— la maşini-unelte se măsoară vibraţiile diverselor axe şi piese mobile, în gol şi în timpul lucrului ;

— la maşinile vibratoare (pulsatoare pentru încercări de materiale, site vibratoare, vibratoare de beton, vibratoare pentru compactarea terenurilor, ciocane vibratoare, mese şi standuri vibratoare pentru studiul aparatelor supuse la vibraţii) se fac măsurări spre a se vedea dacă ele realizează parametrii pentru care s-au proiectat ;

— la autovehicule se măsoară vibraţiile de ansamblu ale şasiului şi caroseriei (considerate rigide), vibraţiile elastice ale caroseriei şi şasiului, vibraţiile motorului, vibraţiile vehiculelor remorcate ;

— la vehiculele de cale ferată se măsoară diferitele feluri de vibraţii ale ansamblului şi vibraţii elastice ale pieselor componente ;

— la nave se măsoară vibraţii de ansamblu (ruliu şi tangaj), vibraţii elastice ale structurii navei, vibraţii ale maşinilor, arborilor, elicelor etc. ;

— la avioane se studiază un complex de mişcări vibratorii, în special vibraţii elastice ;

— în construcţii, studiul vibraţiilor prin măsurări este întîlnit la : clădiri de locuit, construcţii industriale, construcţii înalte (turnuri, coşuri de fabrici), linii electrice, funiculare, şosele, căi ferate, poduri.

3. Principiul de funcţionare şi clasificarea aparatelor de măsurat vibraţii

Aparatele de măsurat vibraţii se clasifică după diferite criterii, utile pentru înţelegerea funcţionării şi pentru folosirea corectă a lor:

a) După legătura mecanică între aparatul de măsură şi obiectul de măsurat, există: *aparate cu atingerea obiectului* şi *aparate fără atingerea obiectului* (de exemplu aparate optice, fotoelectrice). La rîndul lor, cele cu atingerea obiectului pot fi: *fără punct fix*, sprijinite pe obiectul ce se studiază (de exemplu aparatele seismice) şi *cu punct fix*, legate atît de obiectul studiat cît şi de un reper imobil. După caz, se va alege un tip sau altul dintre aparate. De exemplu, dacă obiectul ce vibrează este foarte uşor (o membrană de cauciuc), se va măsura cu aparate fără atingere; în interiorul unui autovehicul se va măsura cu un aparat seismic; vibraţiile unui pod se pot măsura atît cu aparat seismic cît şi cu aparat cu punct fix.

b) După modul de citire a rezultatului măsurării, aparatele de măsurat a vibraţiilor se împart în: aparate indicatoare (vibrometre, frecvenţmetre, accelerometre) şi aparate înregistratoare (vibrografe, accelerografe).

c) După principiul fizic pe baza căruia lucrează, există aparate mecanice, optice, acustice, electrice.

d) După principiul constructiv, se face o grupare importantă în două categorii:

— aparate cu măsurare directă sau cvasistatice;

— aparate seismice.

La rîndul lor, aparatele seismice, care sînt cele mai răspîndite în măsurarea vibraţiilor, se pot clasa, după frecvenţa proprie, în:

— vibrometre şi vibrografe, avînd frecvenţa proprie foarte joasă faţă de aceea a mărimii de măsurat;

— accelerometre şi accelerografe, cu frecvenţa proprie foarte ridicată;

— aparate cu rezonanţă, în special frecvenţmetre, lucrînd tocmai la frecvenţa proprie.

4. Teoria aparatelor seismice

Principial, aparatul seismic (fig. 2) este format din: corpul aparatului *c*, legat rigid de obiectul care vibrează; masa seismică *m*, legată de corpul aparatului prin arcul *k* şi amortizorul *h*; o scală gradată, sau un tambur rotitor *t*, care are aceeaşi deplasare ca şi corpul aparatului. Se notează cu $u\ (t)$ deplasarea obiectului studiat, deci şi a cutiei aparatului şi cu $x\ (t)$ deplasarea masei seismice, deci a acului, faţă de scala gradată, adică deplasarea relativă între masa *m* şi cutia *c*.

Se consideră că deplasarea obiectului studiat este o vibraţie armonică:

$$u = U \sin\omega\, t. \tag{5}$$

Se introduce, ca mărime auxiliară, deplasarea $z\ (t)$ a masei *m*, faţă de un reper fix, ceea ce duce la relaţia:

$$z = x + u.$$

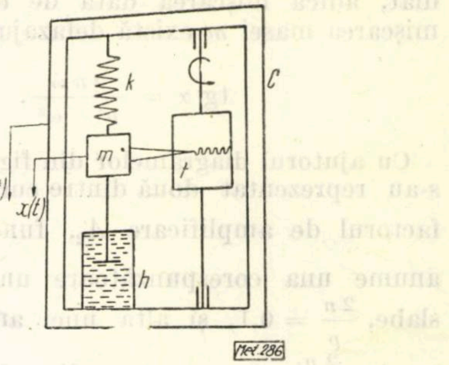


Fig. 2.

Se aplică masei *m* ecuaţia diferenţială a mişcării, ţinînd seamă că forţa de inerţie a ei este $m\ddot{z}$, pe cînd forţa de frecare vîscoasă (în amortizor) rezultă din viteza relativă, $h\dot{x}$, iar forţa elastică în arc este dată de deplasarea relativă, kx:

$$m\ddot{z} + h\dot{x} + kx = 0;$$

înlocuind $z = x + u$, rezultă:

$$m\ddot{x} + h\dot{x} + kx = -m\ddot{u}.$$

Înlocuind pe $\ddot{u}$ din expresia (5) şi împărţind cu *m*, se obţine:

$$\ddot{x} + \frac{h}{m}\dot{x} + \frac{k}{m}x = U\omega^2 \sin\omega t;$$

respectiv, folosind notaţiile:

$$\frac{h}{m} = 2\,n\,; \frac{k}{m} = p^2,$$

rezultă:

$$\ddot{x} + 2n\,\dot{x} + p^2x = U\omega^2 \sin\omega t. \tag{6}$$

Soluţia ecuaţiei este de forma:

$$x = U\frac{\left(\frac{\omega}{p}\right)^2}{\sqrt{\left(1-\frac{\omega^2}{p^2}\right)^2 + \left(\frac{2n}{p}\right)^2\left(\frac{\omega}{p}\right)^2}} \sin(\omega t - \alpha) = UA_2 \sin(\omega t - \alpha), \tag{7}$$

în care factorul de amplificare s-a notat cu:

$$A_2 = \frac{\left(\frac{\omega}{p}\right)^2}{\sqrt{\left(1-\frac{\omega^2}{p^2}\right)^2 + \left(\frac{2n}{p}\right)^2\left(\frac{\omega}{p}\right)^2}}. \tag{8}$$

Prin urmare, masa seismică are amplitudinea relativă (măsurată pe cadranul aparatului):

$$x_0 = U A_2. \qquad (9)$$

În același timp, între vibrația corpului studiat, adică mișcarea dată de ecuația (5) și mișcarea masei m există defazajul:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2\, n\, \omega}{p^2 - \omega^2}. \qquad (10)$$

Cu ajutorul diagramelor din figura 3, în care s-au reprezentat două dintre curbele care dau factorul de amplificare A_2, funcție de $\frac{\omega}{p}$, și anume una corespunzătoare unei amortizări slabe, $\frac{2\,n}{p} = 0{,}1$, și alta unei amortizări puternice, $\frac{2\,n}{p} = 1$, se pot explica funcțiunile pe care le poate îndeplini aparatul seismic.

Urmărind curba pentru $\frac{2n}{p} = 0{,}1$, dacă se presupune că aparatul are o frecvență foarte joasă, deci $\omega \gg p$, se vede că $A_2 \approx 1$, deci $x_0 \approx U$, adică aparatul înregistrează pe scala sa tocmai vibrația corpului studiat. În acest caz se zice că aparatul este un vibrometru seismic. Domeniul de funcționare a vibrometrului este cel notat cu cota c. În al doilea caz, se consideră că aparatul are o frecvență proprie foarte ridicată, adică $\omega \ll p$. Un astfel de aparat lucrează în zona a. Dacă în expresia (8) a lui A_2 se micșorează foarte mult raportul $\frac{\omega}{p}$, radicalul devine practic egal cu unitatea, iar $A_2 \approx \left(\frac{\omega}{p}\right)^2$ respectiv amplitudinea masei seismice:

$$x_0 = UA_2 = U\left(\frac{\omega}{p}\right)^2 = \frac{1}{p^2} \cdot U\,\omega^2 = \frac{1}{p^2}\ddot{U} \qquad (11)$$

în care amplitudinea accelerației mișcării $u(t)$ s-a notat cu $\ddot{U}$. Deoarece p^2 este o constantă, rezultă că indicația x_0 este proporțională cu accelerația, deci aparatul lucrează ca accelerometru.

În fine, dacă $\omega \approx p$, aparatul seismic lucrează în zona de rezonanță b, avînd amplitudini foarte mari; el poate fi în acest caz frecvențmetru.

Cunoașterea modului de lucru al aparatelor seismice necesită și un studiu al distorsiunilor (care se va face numai pentru funcționarea ca vibrometru, concluziile fiind similare atunci cînd lucrează ca accelerometru).

Dacă se presupune că vibrația măsurată este periodică, nearmonică, ea poate fi descompusă în serie Fourier, în mai multe armonice, de pulsații ω_1, ω_2, ..., ω_n. Rezultă că raportul între pulsația mărimii măsurate și pulsația proprie a aparatului diferă de la o armonică la alta, adică aparatul nu lucrează pentru toate armonicele în același punct al curbei din figura 3, deci nu le amplifică pe toate deopotrivă. Din acest motiv, fenomenul înregistrat nu reproduce fidel pe cel real; aparatul are *distorsiuni de amplitudine.*

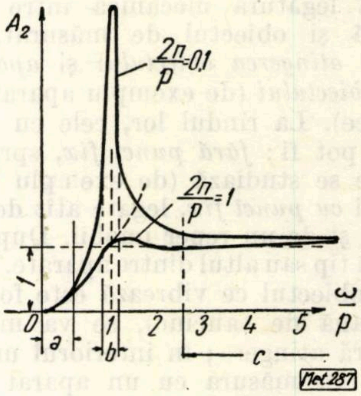


Fig. 3.

Dacă se admite o anumită distorsiune ε, de exemplu 5%, rezultă că între amplitudinea citită și cea reală există relația:

$$x_0 = (1 \pm \varepsilon)\, U,$$

respectiv că factorul de amplificare este:

$$A_2 = 1 \pm \varepsilon.$$

În figura 4 se reprezintă, la scară mărită, o parte din diagrama lui A_2, și anume numai pentru $\frac{\omega}{p} > 1$, cînd aparatul lucrează ca vibrometru, respectiv numai pentru $A_2 = 1 \pm 0{,}05$. S-au redat patru curbe pentru: $\frac{n}{p} = 0$ (aparat fără amortizare); $\frac{n}{p} = 0{,}6$; $\frac{n}{p} = 0{,}65$ și $\frac{n}{p} = 0{,}7$. La aparatul fără amortizare, distorsiunea nu depășește 5% atunci cînd $\frac{\omega}{p} \geqslant 5$. Dimpotrivă, la aparatul cu amortizarea $\frac{n}{p} = 0{,}6$ se poate lucra, fără a depăși 5%, începînd de la $\frac{\omega}{p} = 1{,}2$. La o amortizare mai mare, de

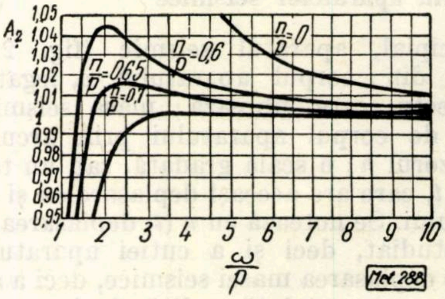


Fig. 4.

exemplu $\frac{n}{p} = 0{,}7$, distorsiunea negativă crește, ceea ce face ca aparatul să poată lucra numai de la $\frac{\omega}{p} = 1{,}75$ în sus. Se trage concluzia că existența amortizării micșorează distorsiunea de amplitudine, respectiv mărește cîmpul de folosire a vibrografului.

Pentru studiul distorsiunilor de fază, se pornește de la relația (10), a cărei reprezentare grafică este redată în figura 5.

Pe această diagramă se vede că la aparatul fără amortizare $\left(\frac{2\,n}{p} = 0\right)$ atît timp cît $\frac{\omega}{p} > 1$, $\alpha = \pi$, adică vibrația înregistrată este în opoziție de fază cu cea reală. Acest lucru rămîne valabil și la aparatul cu amortizare mică, de exemplu $\frac{2n}{p} = \frac{1}{5}$, la valori mari ale lui $\frac{\omega}{p}$. Din contra, la amortizări puternice, defazajul α crește atunci cînd $\frac{\omega}{p}$ scade, ceea ce face ca diferitele armonice să fie înregistrate cu faze diferite. În figura 6 s-a reprezentat o fracțiune a diagramei din figura 5 pentru $\frac{\omega}{p} > 1$, aparatul lucrînd ca vibrometru. Se vede că aparatul lipsit de amortizare este avantajos din punct de vedere al distorsiunilor de fază; s-a arătat însă anterior că este dezavantajos din punct de vedere al distorsiunilor de amplitudine. Curbele pentru $\frac{n}{p} = 0{,}6$ și $\frac{n}{p} = 0{,}7$ arată distorsiuni de fază destul de apropiate. Se vede că pentru $\frac{\omega}{p} \geqslant 5$ curbele tind spre un traseu orizontal, deci α nu mai variază cu $\frac{\omega}{p}$ pentru diferitele armonice. Rezultă de aici că, pentru vibrațiile nearmonice, un astfel de vibrograf se va folosi numai de la $\frac{\omega}{p} = 5$ în sus, pe cînd pentru cele armonice se poate coborî chiar sub $\frac{\omega}{p} = 2$.

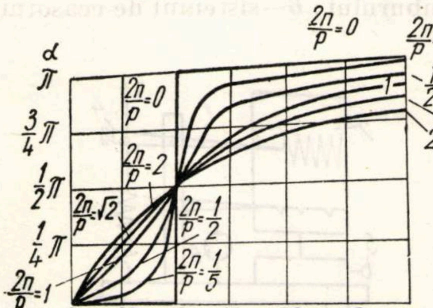


Fig. 5.

Modul cum distorsiunile de fază falsifică măsurarea este ilustrat prin figura 7. Liniile subțiri arată două armonice componente, cu frecvențele în raportul 1/3. Linia groasă arată vibrația rezultantă. În primul caz armonicele sînt în fază, în al doilea caz sînt defazate cu $\pi/2$ și în al treilea caz sînt defazate cu π.

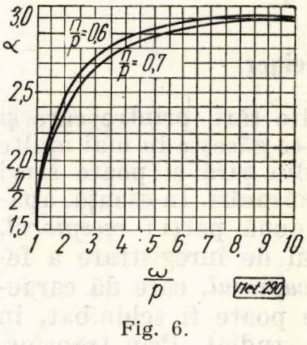


Fig. 6.

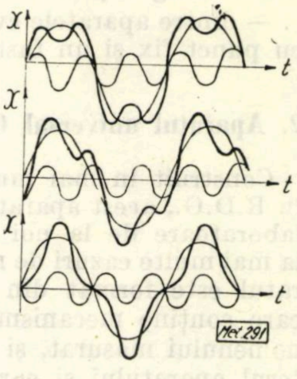


Fig. 7.

Studiul accelerometrelor, din punctul de vedere al distorsiunilor, duce la următoarele concluzii:

— impunînd o distorsiune de amplitudine de 5%, accelerometrul fără amortizare poate lucra în limitele: $0 \leqslant \frac{\omega}{p} \leqslant 0{,}2$, iar cel cu amortizarea $\frac{n}{p} = 0{,}6$ pînă la $\frac{\omega}{p} = 0{,}4$.

— accelerometrul cu amortizarea $\frac{n}{p} = 0{,}7$ nu produce de loc distorsiuni de fază, respectiv are distorsiuni de amplitudine sub 5% pînă la $\frac{\omega}{p} = 0{,}58$.

II. APARATE MECANICE PENTRU MĂSURAREA VIBRAȚIILOR

1. Observații generale

Multitudinea de aparate mecanice pentru măsurarea vibrațiilor se poate grupa în două clase mari: aparate cvasistatice și aparate seismice. Principiul de funcționare al aparatelor seismice a fost descris. Aparatele cvasistatice înregistrează fenomenele vibratorii în același mod ca pe cele statice, fără distorsiuni. Pentru a satisface această condiție, elementele mobile ale aparatului — pornind de la punctul de preluare a mișcării vibratorii și pînă la acul indicator sau înregistrator — trebuie să fie foarte ușoare, dar și foarte rigide, spre a avea frecvențe proprii foarte mari. În acest fel, ele urmează întocmai mișcarea impusă de obiectul studiat, comportîndu-se ca niște corpuri rigide, fără a avea vibrații proprii.

Pentru a putea face înregistrarea, aparatele cvasistatice au nevoie și de un punct fix.

Pentru înțelegerea modului de funcționare a aparatelor mecanice de măsurat vibrații, se vor descrie cîteva tipuri, și anume:

— dintre aparatele seismice: aparatul universal Geiger și frecvențmetrul multilamelar;

— dintre aparatele cvasistatice: un vibrograf cu punct fix și un tastograf.

2. Aparatul universal Geiger

Construit în mai multe țări, printre care și în R.D.G., acest aparat se găsește în mai multe laboratoare de la noi din țară și poate servi la mai multe cazuri de măsurări. În esență, aparatul este format din două părți: *receptorul*, care conține mecanismul de înregistrare a fenomenului măsurat, și *captorul*, care dă caracterul aparatului și care poate fi schimbat, în funcție de mărimea de studiat. Prin transformări sau înlocuiri ale captorului, aparatul poate funcționa ca: vibrograf, accelerograf sau torsiograf seismic, tahograf, vibrograf cvasistatic, tensometru, indicator de presiuni.

În funcționarea ca vibrograf seismic, pentru vibrații verticale, aparatul funcționează în baza schemei cinematice din figura 8. Masa seismică *2* oscilează în jurul axului *1*, fiind menținută în poziție orizontală de arcul *3*. Lanțul cinematic *4—9* transformă oscilațiile pendulului în mișcare circulară alternativă a peniței înregistratoare, asigurînd și demultiplicarea dorită. Înregistrarea se face pe hîrtie albă, cu cerneală. Viteza de desfășurare a hîrtiei este reglabilă.

Aparatul are mai multe frecvențe proprii, realizate prin schimbarea arcului spiral. Pentru frecvențe foarte mici, se montează o masă seismică suplimentară.

Pentru a măsura vibrații orizontale, tija care susține masa seismică se așază în poziție verticală. De asemenea se poate măsura și pe o direcție înclinată.

Aparatul mai are o peniță pentru marcajul timpului, la frecvență de 50 Hz sau 25 Hz, comandată de la o baterie de 4—6 V. Separat, el are al doilea marcaj de timp, ce poate fi comandat de la o mișcare periodică oarecare, de exemplu de la un contact așezat pe arborele motorului.

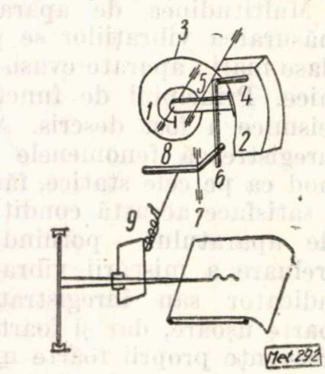


Fig. 8.

Vibrograful se transformă în accelerograf seismic prin simpla înlocuire a arcului spiral cu unul mai puternic, fapt care mărește mult frecvența vibrațiilor proprii. De asemenea, înlocuind masa seismică printr-un volant, aparatul devine torsiograf.

Aparatul Geiger lucrează ca vibrograf cvasistatic dacă se separă legătura între masa seismică și acul indicator, respectiv dacă acul este comandat direct, printr-o tijă, sau un fir, de de la corpul ce vibrează. În acest montaj, aparatul are nevoie de punct fix.

3. Frecvențmetrul multilamelar

Frecvențmetrul multilamelar are o serie de lamele, de lungimi diferite, ale căror frecvențe proprii diferă puțin (de exemplu cu 1 Hz) la trecerea de la o lamelă la alta. Lamela a cărei frecvență proprie coincide cu aceea a vibrației de studiat intră în rezonanță și apare, văzută din față, mult mai lată, ca în figura 9. În acest fel, citind pe scala aparatului, se cunoaște frecvența vibrației studiate.

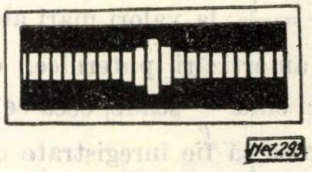


Fig. 9.

4. Vibrograful cvasistatic Stoppani

Aparatul, reprezentat schematic în figura 10, este compus din: *1*—acul înregistrator, *2*—tamburul pentru diagrame; *3* — firul metalic, realizînd legătura între obiectul mobil și punctul fix (aparatul); *4*—dispozitivul de legare a firului; *5* — mecanismul de orologerie pentru mișcarea tamburului; *6*—sistemul de ceasornic pentru baza de timp; *7* — menghina de fixare a aparatului; *8* — suportul fix pe care s-a fixat aparatul.

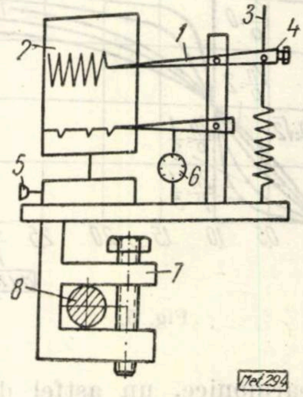


Fig. 10.

De obicei aparatul stă pe suportul fix, fiind legat cu firul de obiectul ce vibrează. Se poate proceda şi invers, aşezîndu-l pe obiectul mobil şi legîndu-l, cu ajutorul firului, de un punct fix.

5. Tastograful

Sub acest nume se înţelege aparatul portativ care în timpul măsurării se ţine în mînă, contactul cu obiectul studiat făcîndu-se printr-un palpator, sub efectul unei forţe de apăsare *F* (fig. 11) exercitată de operator. Pe schema din figura 11 se disting : *1* — obiectul care vibrează ; *2* — palpatorul ; *3* — arcul care menţine contactul permanent ; *4* — tija de comandă ; *6* — acul înregistrator, avînd un punct fix *7* şi fiind comandat de tija *4* prin articulaţia *5* ; *8* — tamburul de înregistrare ; *9* — carcasa aparatului, care se ţine cu mîna.

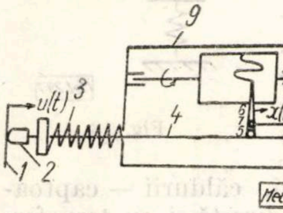


Fig. 11.

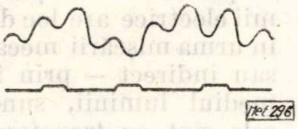


Fig. 12.

Cît timp frecvenţa proprie a pieselor mobile ale aparatului este mult superioară celei a vibraţiei studiate, acul *6* reproduce exact mişcarea, adică $x(t) = u(t)$. Dimpotrivă dacă această condiţie nu este satisfăcută, aparatul lucrează ca unul seismic.

Vibrograma ridicată cu tastograful ţinut în mînă are de obicei forma din figura 12. Cît timp vibraţia măsurată are frecvenţă relativ mare (cel puţin de 3—4 ori mai mare) faţă de cea proprie a omului, se pot distinge pe vibrogramă atît amplitudinea cît şi frecvenţa vibraţiei propriu-zise măsurate. Adesea tastograful se foloseşte aşezat pe stativ, deci pe punct fix, realizînd astfel aparatul cvasistatic perfect.

6. Caracteristicile unui aparat de măsurat vibraţii

Spre a putea folosi un aparat de măsurat vibraţii, trebuie să se studieze în prealabil caracteristicile lui, date de obicei în cartea aparatului. Ele sînt : mărimea ce se măsoară, direcţia mişcării vibratorii măsurate, frecvenţa proprie, gama de frecvenţă de măsurat, amplitudinile ce se pot măsura, rapoartele de amplificare, baza de timp, amortizarea şi alimentarea cu energie electrică.

III. MĂSURAREA ELECTRICĂ A VIBRAŢIILOR MECANICE

1. Consideraţii generale

Funcţionarea aparatelor mecanice de măsurat vibraţii este destul de delicată. Diversele lanţuri cinematice servind la transmiterea şi amplificarea mişcării posedă numeroase piese care se pot deforma sau defecta, împiedicînd buna funcţionare a aparatului. Aceste motive au făcut ca, o dată cu răspîndirea tehnicii măsurării electrice a mărimilor neelectrice, aceasta să se extindă şi în sectorul măsurării vibraţiilor.

Principiile generale ale aparatelor de măsurat vibraţii rămîn aceleaşi, adică aparatele vor fi cvasistatice sau seismice. Aşa, de exemplu, lipind un traductor tensometric rezistiv pe o bielă sau pe un arbore de motor, se pot măsura, cvasistatic, variaţiile deformaţiilor, adică vibraţiile elastice ale acestora.

O lamelă de oţel, încastrată la un capăt şi avînd o masă seismică la celălalt, realizează schema de bază a unui aparat seismic. Dacă se lipeşte pe lamelă un traductor tensometric rezistiv sau dacă se leagă masa seismică de un traductor inductiv, se realizează un captor seismic cu măsurare electrică.

Din cele expuse rezultă că pentru studiul măsurării electrice a vibraţiilor este necesară, pe lîngă principiile de bază stabilite anterior, şi cunoaşterea captorilor electrici şi a aparatajului electric folosit.

Schema generală a aparatajului curent pentru măsurarea electrică a mărimilor neelectrice cuprinde următoarele :

— captorul, care are rolul de a transforma variaţia mărimii mecanice studiate în variaţie a unei mărimi electrice ;

— comutatorul, care face posibilă legarea simultană sau succesivă a mai multor captoare la aparatele electrice de măsurat ;

— puntea, care pune în evidenţă variaţia mărimii electrice a captorului, dînd o variaţie de tensiune sau curent într-un circuit alimentat în curent continuu sau alternativ ;

— amplificatorul, care produce amplificarea semnalelor date de punte, spre a le face perceptibile aparatelor de măsurat ;

— demodulatorul, care elimină frecvenţa purtătoare spre a obţine semnalul de ieşire sub forma unei vibrograme ;

— citirea finală, ca rezultat al măsurării, se efectuează pe cadranul unui aparat indicator (miliampermetru etc.), pe ecranul unui oscilograf catodic, prin înregistrare cu oscilograful cu buclă, sau la aparate electrice înregistratoare.

Evident, nu totdeauna este necesară întreaga serie de aparate citate. Uneori parte din ele pot lipsi. Alteori două sau mai multe aparate sînt concentrate în unul singur : de exemplu, puntea tensometrică întrunește la un loc puntea și amplificatorul.

Se poate face o distincție netă între două grupe de aparate :

— captorul, avînd rolul de a produce semnalul electric ;

— restul aparatelor electrice, menite a amplifica și măsura semnalul dat de captor.

Din acest motiv, studiul captoarelor necesită o tratare aparte, el constituind de fapt partea specifică măsurării electrice a vibrațiilor mecanice. Restul aparatelor au deseori utilizare mai largă, nefiind specifice măsurărilor de vibrații ; nu se va face o descriere detaliată a lor.

2. Captoare pentru transformarea mărimilor mecanice în mărimi electrice

În general, majoritatea traductoarelor și captoarelor au întrebuințări multiple. Totuși, în funcție de frecvența mărimii de măsurat, de greutatea obiectului cercetat, de natura mărimii studiate, se preferă unele sau altele. Este necesară o precizare a terminologiei. Se numește *traductor* elementul care servește la transformarea variației mărimii mecanice în variație de mărime electrică, de exemplu traductorul rezistiv (marca tensometrică), traductorul inductiv etc. Ansamblul format din traductor și alte piese (de exemplu lamela elastică, masa seismică) formează un *captor* pentru măsurarea unei anumite mărimi. Ca exemplu, cu ajutorul traductorului rezistiv se pot confecționa captoare pentru măsurat deplasări, accelerații, presiuni, forțe etc.

Tabela 1

Captoare și traductoare pentru măsurarea electrică a mărimilor mecanice

Captoare energetice	Cu transformare directă	Generatoare : electrodinamice, piezoelectrice	
	Cu transformare indirectă	Fotoelectrice	
Captoare parametrice	Cu transformare directă	Rezistive	Cu reostat
			Cu semiconductoare
			Cu fir
			Electrolitice
		Capacitive	
		Inductive	Cu piese în mișcare
			Magnetostrictive
	Cu transformare indirectă	Bolometrice	
		Acustice	
		Radioelectrice	

Captoarele și traductoarele vor fi clasificate, în cele ce urmează, după principiul fizic de transformare a mărimii mecanice în mărime electrică, așa cum se arată în tabela 1.

Captoarele sînt *energetice* dacă produc curent electric într-un circuit nealimentat și sînt *parametrice* cînd fac să varieze caracteristicile electrice ale unui circuit alimentat din exterior. După cum variația mărimii electrice are loc direct, în urma mișcării mecanice, sau indirect — prin intermediul luminii, sunetului, căldurii — captoarele sînt *cu transformare directă* și *cu transformare indirectă*.

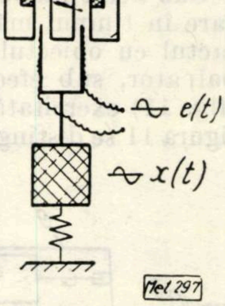


Fig. 13.

Urmărind tabela 1, se va face o prezentare a unora dintre captoarele întîlnite la măsurările de vibrații.

a) *Captoarele electrodinamice.* Traductorul electrodinamic (figura 13) este format dintr-un magnet permanent sau electromagnet și o bobină, în care, în urma mișcării, se induce un curent alternativ. În combinație cu masa seismică și arcul se realizează un captor seismic pentru vibrații. Dat fiind că forța electromotrice $e(t)$ este proporțională cu viteza $\dot{x}(t)$, aceste captoare se folosesc de obicei la măsurarea vitezelor.

b) Captoarele piezoelectrice. Acest captor se bazează pe efectul piezoelectric : un cristal de cuarț, șlefuit corespunzător planurilor sale de cristalizare, supus pe două fețe la o presiune variabilă $p(t)$, produce, pe cele două plăci metalice, o sarcină electrică $q(t)$. Legînd plăcile cu un condesator, se obține o tensiune ce poate fi măsurată.

Captorul cu cuarț rezistă pînă la temperaturi de 400—500°C, fiind potrivit pentru măsurări de vibrații cu frecvențe foarte înalte, sau măsurări de șocuri, explozii etc. Din acest motiv, o utilizare curentă a captoarelor cu cuarț este la indicatoarele $p-v$ (fig. 14). De asemenea, captoarele cu titanat de bariu, avînd frecvențe proprii foarte înalte (20 000 — 60 000 Hz) se folosesc la construcția accelerometrelor.

c) *Captoarele fotoelectrice.* Captoarele fotoelectrice se bazează pe producerea curentului electric, datorită luminii, într-o celulă fotoelectrică. Un astfel de captor este reprezentat schematic în figura 15. Lumina trece printr-o diafragmă, a cărei deschidere variază datorită mișcării vibratorii. Curentul $i(t)$ este proporțional cu $x(t)$. Aceste captoare sînt indicate la măsurări fără atingerea obiectului studiat, sau la măsurarea vibrațiilor obiectelor foarte ușoare (vibrații de membrane).

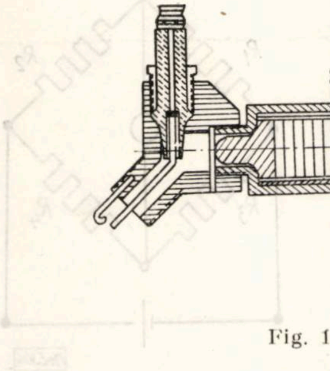


Fig. 14.

d) *Captoarele rezistive.* Cele mai răspîndite sînt captoarele rezistive, la care, în urma mișcării vibratorii, se produce variația rezistenței ohmice a traductorului, deci implicit variația curentului din circuitul în care se află rezistența.

Există mai multe feluri de captoare rezistive:

— captoarele cu reostat, la care mișcarea vibratorie deplasează cursorul unui reostat; se folosesc la mișcări lente (indicatoare de nivel) cu curse mari, mergînd pînă la metri întregi;

— captoarele cu semiconductoare, construite de obicei sub forma de captoare cu plăci de grafit. La captorul din figura 16 se disting: *1* — discurile de grafit; *2* — plăci de mică; *3* — garnituri; *4* — discuri metalice de contact; *5* — tub izolant; *6* — șuruburi care transmit efortul de compresiune. Sub efectul unei forțe de compresiune, rezistența ohmică a captorului variază. Captoarele de acest tip se folosesc acolo unde au loc deplasări mici, servind la măsurarea eforturilor de așchiere, la măsurarea forțelor (dinamometre), a accelerațiilor, a cuplurilor de răsucire, a presiunilor;

— captoarele cu fir metalic rezistent (cu mărci tensometrice) sînt cele mai răspîndite. Ele se bazează pe proprietatea traductorului cu fir de a-și modifica rezistența ohmică atunci cînd este lipit pe un corp care se deformează. Lipind traductorul direct pe corpul ce se deformează, se realizează captorul cvasistatic de măsurat vibrații; se studiază astfel vibrațiile membranelor, ale discurilor și paletelor de turbine, vibrațiile torsionale și flexionale ale arborilor cotiți.

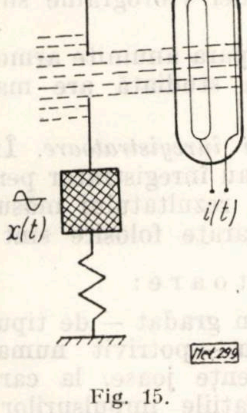


Fig. 15.

Lipind traductorul tensometric pe suportul elastic al masei seismice, se realizează captorul seismic de vibrații. La captorul din figura 17 se disting: *1* — suportul lamelei elastice; *2* — corpul captorului; *3* — masa seismică; *4* — șurubul cu pas de 0,5 mm servind la etalonarea statică a captorului, înaintea măsurării; *5* — lamela elastică din celuloid; *6* — două traductoare tensometrice, de la care pleacă trei fire.

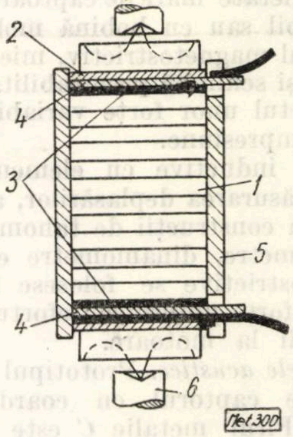


Fig. 16.

Pentru mărirea amortizării, în cutie se poate introduce un lichid.

Se construiesc curent captoare pentru vibrometre, accelerometre, torsiometre, cu traductoare rezistive, care sînt lipsite de inerție, putînd fi folosite la frecvențe foarte mari, de zeci de mii de hertzi.

e) *Captoarele capacitive.* Aceste captoare se bazează pe variația capacității unui condensator, datorită mișcării. Mișcarea $x(t)$ produce variația capacității și deci a tensiunii $e(t)$ la bornele condensatorului. Captoarele capacitive sînt utilizate la măsurarea deplasărilor foarte mici (dinamometre, indicatoare p-v).

f) *Captoarele inductive.* Alături de captoarele cu fir rezistent, cele inductive sînt cele mai răspîndite. Ele sînt de două feluri: captoare cu element mobil și captoare magnetostrictive.

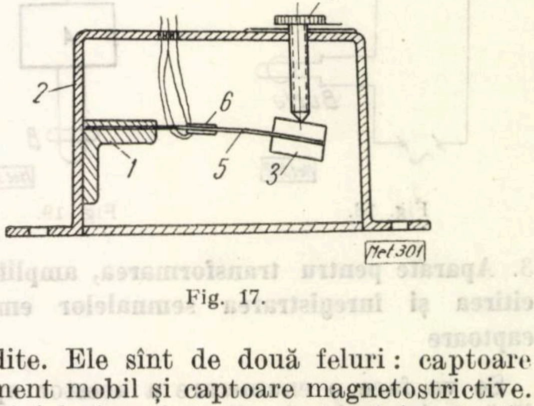


Fig. 17.

Principial, funcționarea captorului inductiv cu element mobil se bazează (fig. 18) pe variația inductanței L a unui circuit alimentat în curent alternativ, datorită unei mișcări. În figura 18 se arată un traductor inductiv cu miezul de fier mobil, la care măsurarea se face cu ajutorul unui oscilograf cu buclă. Există o varietate mare de captoare inductive, cu miez mobil sau cu bobină mobilă.

La captorul magnetostrictiv, miezul din aliaj de Fe și Ni își schimbă permeabilitatea magnetică sub efectul unor forțe variabile de întindere sau compresiune.

Captoarele inductive cu element mobil se folosesc la măsurarea deplasărilor, a nivelurilor de lichide, în construcții de tahometre, torsiometre, vibrometre, dinamometre etc. Captoarele magnetostrictive se folosesc la măsurări în care apar forțe puternice: eforturi de așchiere, detonații la motoare.

g) *Captoarele acustice*. Prototipul captoarelor acustice este captorul cu coardă vibrantă (figura 19). Firul metalic C este întins între doi suporți fixați de corpul care se studiază. Electromagneții M_1 și M_2 sînt cuplați prin intermediul punții P. Primul magnet pune coarda în vibrație, iar al doilea servește ca receptor. Frecvența de vibrație a corzii, funcție de forța de întindere a ei, este măsurată prin puntea P, amplificatorul A și oscilograful cu buclă B.

Captoarele cu coardă vibrantă sînt foarte indicate pentru transmiterea la distanțe mari a semnalelor culese, ele nefiind influențate de rezistența, inductanța sau capacitatea cablelor, de variații de umiditate sau temperatură. Din acest motiv, se folosesc la măsurări de deformații, deplasări, presiuni în masive de beton (baraje), masive de pămînt, mine, piloți.

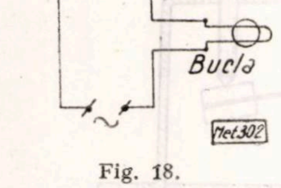


Fig. 18.

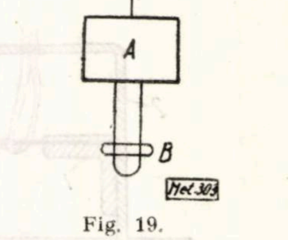


Fig. 19.

3. Aparate pentru transformarea, amplificarea, citirea și înregistrarea semnalelor emise de captoare

Se va face o enumerare a acestor aparate, fără a intra în detalii de ordin constructiv sau funcțional.

a) *Cutii de comutare*. Cînd aparatajul de măsură este cu o singură cale, iar măsurarea se face, succesiv, în mai multe puncte, se folosesc cutii de comutare. Acestea permit conectarea succesivă a diverselor captoare la punte, prin simpla manipulare a unui buton. Cutiile de comutare sînt foarte utile la măsurările tensometrice statice și dinamice (vibrații) cu multe puncte de măsură. Cutiile moderne au compensare a rezistenței, ca și a capacității, permițînd aducerea la un zero comun a tuturor captorilor, înainte de începerea măsurării. Cutiile pot fi interconectate, realizînd adevărate centrale pentru tensometrie.

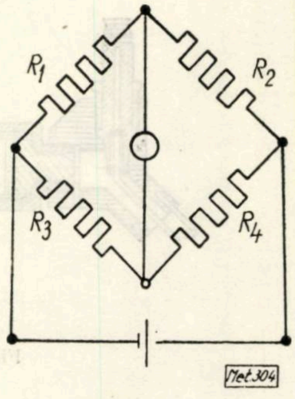


Fig. 20.

b) *Punți*. Modul cel mai comod de punere în evidență a semnalelor electrice emise de captoare, în special cînd acestea sînt slabe, este legarea captoarelor la o punte. Schema din figura 20 reprezintă puntea clasică cu captoare rezistive, la care se leagă unul sau două captoare (R_1, R_2). De obicei puntea tensometrică este asociată, în aceeași carcasă, cu un amplificator electronic, formînd un aparat de largă utilizare.

c) *Amplificatoare*. Uneori semnalele emise de punți sînt încă slabe spre a putea fi introduse într-un oscilograf magnetic sau un înregistrator; alteori puntea lipsește. În asemenea cazuri se folosește un amplificator.

d) *Aparate pentru modificarea semnalelor emise de punți și amplificatoare*. Demodulatoarele servesc la eliminarea frecvenței purtătoare, deci la obținerea unei vibrograme sub forma unei singure linii.

Filtrele servesc spre a separa anumite armonice, atunci cînd vibrația studiată are mai multe armonice.

e) *Aparate indicatoare și înregistratoare*. În sfîrșit, aparatul indicator sau înregistrator permite citirea sau înscrierea rezultatului măsurării. Cele mai uzuale aparate folosite sînt:

Ca aparate indicatoare:

— aparat cu ac și cadran gradat — de tipul ampermetru sau voltmetru — potrivit numai pentru măsurări cu frecvențe joase, la care acul urmărește fidel variațiile impulsurilor;

— indicator optic pe geam mat gradat, permițînd citirea amplitudinilor și lucrînd atît la frecvențe joase cît și la frecvențe ridicate;

— ecranul tubului catodic al unui osciloscop, prevăzut cu scală gradată, permite măsurarea amplitudinilor pentru o gamă foarte largă de frecvențe; se folosesc osciloscoape de joasă frecvență, care pot măsura de la 0,1 Hz pînă la cele mai înalte frecvențe întîlnite în construcția de mașini;

— indicator cu lamele în rezonanță (la frecvențmetre);

— indicator stroboscopic, pentru frecvențe peste 5 Hz.

Ca aparate înregistratoare:

— înregistrator cu peniță, pentru frecvențe relativ joase;

— înregistrator cu ac, care zgîrie pe hîrtie cerată, hîrtie afumată, film, sticlă;

— înregistrator fotografic, întîlnit atît la oscilograful catodic — ca un aparat separat, montat deasupra ecranului tubului catodic — cît și la oscilograful magnetic (cu buclă) inclus în aparat;

— înregistrator cu bandă de magnetofon.

Aparatele înregistratoare prezintă marele avantaj că ridică vibrograme, care permit nu numai măsurarea amplitudinii, ci și o analiză armonică.

Pentru a măsura și frecvența, aparatele înregistratoare trebuie să aibă și un dispozitiv de marcaj al timpului (vibrograma va cuprinde atît curba propriu-zisă ce înregistrează fenomenul măsurat, cît și semnalele pentru marcajul timpului).

f) *Integratoare, diferențiatoare.* Într-o instalație cu captoare electrice cu care se măsoară viteza instantanee, dacă aparatajul posedă un circuit integrator, se pot măsura și deplasările, iar dacă posedă un diferențiator, se pot măsura și accelerațiile.

g) *Analizoare armonice automate.* Analizoarele automate servesc la studiul armonicelor unor fenomene periodice nearmonice.

h) *Mese vibratoare; aparate de etalonare.* Una dintre problemele esențiale la măsurarea electrică a mărimilor neelectrice este de a cunoaște scara semnalelor citite pe un indicator sau pe o vibrogramă. Este cunoscut că prin simpla manevrare a unui buton la amplificator se obțin, pentru aceeași mărime măsurată, semnale de diferite mărimi.

Etalonarea aparatelor de măsurat vibrații se face introducînd în circuit un semnal de mărime cunoscută, care apare, pe vibrogramă, alături de cel studiat. Așa, de exemplu, o etalonare statică de deplasări se poate obține cu ajutorul unei bare-etalon, pe care sînt fixate traductoare de același fel cu cele ale captorului folosit la măsurare.

Pentru etalonări de vibrații, modul cel mai comod este de a folosi o masă vibratoare, pe care se așază în prealabil captorul ce va servi la studiul vibrațiilor. Cunoscînd exact amplitudinea mesei vibratoare, se înregistrează semnalul corespunzător acestei amplitudini. Dacă masa vibratoare are mișcare perfect sinusoidală (realizată cu un mecanism cu excentric și culisă) și se măsoară amplitudinea ei x_0 și pulsația ω, se cunoaște accelerația $x_0\omega^2$, deci masa poate servi și la etalonarea accelerografelor. Etalonarea accelerografelor seismice, pentru un semnal egal cu g (accelerația gravitației) se poate realiza și prin răsturnarea lor cu 90°.

CONCLUZII

Expunerea de față a avut rolul să prezinte, într-o formă succintă, tehnica actuală a măsurării, pe cale mecanică și electrică, a vibrațiilor mecanice. O bună parte din utilajele descrise se găsesc la laboratoarele diferitelor institute din țară și fac față la numeroase probleme puse de practică. Este bine ca tot mai multe laboratoare din învățămînt, din institute de cercetări și din uzine să se echipeze cu aparatajul necesar pentru măsurarea vibrațiilor, astfel ca aceste măsurări, atît de necesare stadiului actual al tehnicii, să fie practicate oricînd și oriunde este necesar.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fink, Kurt Rohrbach Christof, *Handbuch der Spannungs — und — Dehnungsmessung*, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1958.

[2] Ioriș I., Iu. *Izmerenie vibrații*, Moskva, Mașghiz, 1956.

[3] Kolesnik N. V., *Ustranenie vibrații mașin*, Moskva, Leningrad, Mașghiz, 1960.

[4] *Messung mechanischer Schwingungen*, Richtlinien VDI 205—210, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1956.

[5] Raevski, N. P., *Datciki mehaniceskih parametrov mașin*, Moskva, Izd. AN. SSSR, 1959.

[6] Turicin, A. M. *Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice*, București, Editura tehnică, 1957 (traducere din limba rusă).

Protecția muncii

CZ 628.83

Reglarea instalațiilor de ventilare

Ing. VICTOR DROBOTĂ

În general, o instalație de ventilare aspiră concomitent, de la mai multe locuri de muncă sau utilaje, nocivitățile produse în procesul de producție și poate trimite concomitent aer proaspăt în mai multe puncte dintr-o încăpere, hală industrială sau în mai multe locuri de muncă.

În ambele situații, debitele de aer aspirate sau rezultate pe fiecare ramificație în parte au o valoare determinată, care trebuie să fie realizată de instalația de ventilare în funcțiune.

Practic, nici instalațiile corect proiectate și executate nu realizează acest lucru. De aceea, la punerea lor în funcțiune, trebuie executate o serie de operații, după efectuarea cărora să se obțină pe toate ramificațiile debitele prescrise în proiecte. Totalitatea acestor operații constituie ceea ce în practică poartă denumirea de reglarea instalației.

Reglarea unei instalații se realizează prin acționarea unor organe de reglaj, special prevăzute în instalație, prin diferite modificări constructive ale instalației, acționîndu-se asupra ventilatorului etc.

Una dintre cauzele esențiale ale neeficacității majorității instalațiilor de ventilare, a căror soluție a fost corect aleasă și al căror proiect a fost bine întocmit, o constituie faptul că nu au fost reglate. Din acest motiv, există astăzi la noi în țară, prin STAS 5184-56 „Instalații de ventilație. Condiții de recepție", obligativitatea verificării reglării instalațiilor de ventilare înainte de a fi recepționate.

Este necesar ca reglarea unei instalații să se facă și în cursul exploatării, după reparațiile și reviziile mai importante.

Pentru efectuarea reglării unei instalații de ventilare, este necesar, în primul rînd, ca aceasta să fie executată conform proiectului, pentru a se obține caracteristicile de funcționare prevăzute.

La reglarea unei instalații de ventilare, aparatura necesară se reduce la aparatele folosite pentru măsurarea unor debite – tubul Pitot-Prandtl, tubul manometric U sau micromanometrul, eventual anemometrul.

Curba caracteristică a unei porțiuni de conductă

Pentru stabilirea curbei caracteristice a unei porțiuni de conductă este necesară cunoașterea datelor constructive ce caracterizează conducta respectivă, și anume: lungimea și dimensiunile secțiunii acesteia, natura și calitatea suprafeței interioare a conductei, precum și dimensiunile geometrice ale tuturor pieselor speciale ce intră în componența porțiunii respective.

După cum este cunoscut din lucrările de specialitate, pierderea de presiune a unei porțiuni de conductă este alcătuită din pierderile de presiune locale (coturi, difuzoare, confuzoare etc.) și din pierderile datorite frecării fluidului cu pereții conductei:

$$\Delta_p = \Delta p_l + \Delta p_f.$$

Pierderile de presiune locale se obțin din relația:

$$\Delta p_l = \Sigma \zeta \frac{v^2 \gamma}{2g}, \text{ mm col. apă,}$$

în care:

$\Sigma \zeta$ este suma coeficienților de pierdere de presiune locală, pentru toate piesele speciale ale porțiunii;
v – viteza de scurgere a aerului în conductă, m/s;
γ – greutatea specifică a aerului, kg/m³;
g – accelerația gravitației, m/s².

Pierderile de presiune datorite frecării fluidului cu pereții conductei sînt date de relația:

$$\Delta p_f = \frac{\lambda}{d} \frac{v^2 \gamma}{2g} l, \text{ mm col. apă}$$

în care:

λ este coeficientul de rezistență;
d – diametrul echivalent, m;
l – lungimea conductei, m.

Valoarea lui λ, pentru conductele de ventilație, este dată de relația:

$$\lambda = \frac{0{,}3164}{\mathrm{Re}^{0{,}2}}; \ \mathrm{Re} = \frac{vd}{\nu}$$ este numărul lui Reynolds, în care ν este viscozitatea cinematică a aerului.

Δp devine:

$$\Delta p = \frac{\lambda}{d} \frac{v^2 \gamma}{2g} l + \Sigma \zeta \frac{v^2 \gamma}{2g} = \left(\frac{\lambda}{d} l + \Sigma \zeta \right) \frac{v^2 \gamma}{2g}.$$

Notînd expresia $\frac{\lambda}{d} l + \Sigma \zeta = k$ și făcînd ipoteza că această expresie nu variază cu viteza de deplasare a fluidului în conductă, relaţia dintre pierderea de presiune şi debit, pentru porţiunea considerată, devine:

$$\Delta p = k\frac{v^2\gamma}{2g};$$

sau notînd: $v^2 = \frac{D^2}{A^2}$, în care D este debitul de aer şi A secţiunea conductei, se obţine:

$$\Delta p = \frac{k}{A^2}\,\frac{D^2\gamma}{2g} = k\,\frac{D^2\gamma}{2g} = kD^2.$$

Din această relaţie rezultă că pierderea de presiune a unei porţiuni de conductă variază parabolic cu debitul de aer ce se scurge prin ea. Această variaţie este reprezentată grafic în figura 1.

Pentru stabilirea legilor generale ale reglării instalaţiilor de ventilare, trebuie să se ţină seamă de faptul că debitele de aer pe diferite ramificaţii se scurg în aşa fel, încît pierderea de presiune de la ventilator pînă la gura de aspiraţie sau refulare este egală cu pierderea de presiune de la ventilator la oricare dintre guri.

Se va trata cazul simplu al instalaţiei ce se compune din două porţiuni de conductă în paralel (fig. 2):

Se poate trage deci concluzia că, în prima fază a reglării unei instalaţii, dispozitivele de reglaj vor fi aranjate pe ramificaţii în aşa fel încît raportul pierderilor de presiune măsurate să fie egal cu raportul pătratelor debitelor de aer ce urmează să se scurgă prin ramificaţie.

Reglarea instalaţiei se poate deci efectua chiar dacă prin ramificaţiile în care se efectuează reglarea debitelor nu trece debitul nominal necesar pentru buna funcţionare a instalaţiei.

Practic, în cele două ramificaţii urmează să se măsoare cu tubul Pitot-Prandtl presiunea dinamică. Raportul presiunilor dinamice măsurate va trebui să fie – atunci cînd instalaţia este corect reglată – egal cu raportul pătratelor debitelor necesare.

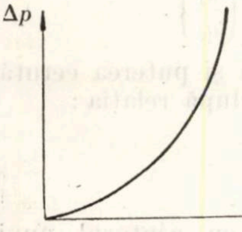


Fig. 1. Reprezentarea grafică a curbei caracteristice a unei porţiuni de conductă.

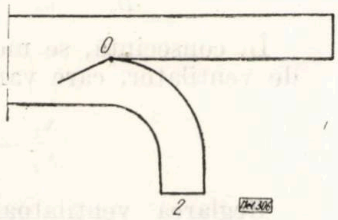


Fig. 2. Instalaţie de ventilare din două porţiuni de conductă în paralel.

În cazul – cel mai frecvent întîlnit – în care instalaţia se compune din mai multe ramificaţii de aspirare sau refulare, se procedează întocmai din aproape în aproape, pornindu-se de la ramificaţia cea mai depărtată de ventilator.

După efectuarea acestor operaţii instalaţia poate fi considerată reglată, cu condiţia ca în reţea să circule debitele necesare cerute în proiect. Aceasta nu se poate obţine decît în cazul în care calculele efectuate privind pierderile de presiune din reţea au fost corect făcute, iar ventilatorul este bine ales. Aceasta este o situaţie care se întîlneşte rar. De aceea, se trece la faza a doua a reglării instalaţiei, care constă în reglarea ventilatorului ce o deserveşte.

Curba caracteristică de funcţionare a ventilatorului

Pentru înţelegerea modului în care urmează să se efectueze reglarea ventilatorului, se va prezenta pe scurt curba caracteristică de funcţionare a ventilatorului, care reprezintă relaţia dintre debitele de aer şi presiunile pe care le poate furniza un ventilator de o anumită construcţie.

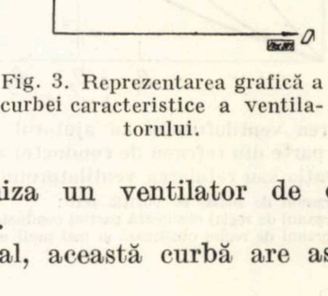


Fig. 3. Reprezentarea grafică a curbei caracteristice a ventilatorului.

În general, această curbă are aspectul din figura 3.

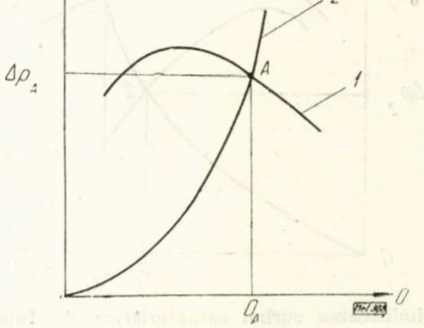


Fig. 4. Caracteristicile de funcţionare ale unui ventilator a cărui curbă caracteristică este *1* într-o reţea a cărei curbă caracteristică este *2*.

Avînd curba caracteristică a ventilatorului, se poate preciza dacă ventilatorul va avea sau nu caracteristicile cerute de instalaţia pe care o deserveşte.

Curba caracteristică a ventilatorului se livrează o dată cu acesta sau se poate ridica de către beneficiar.

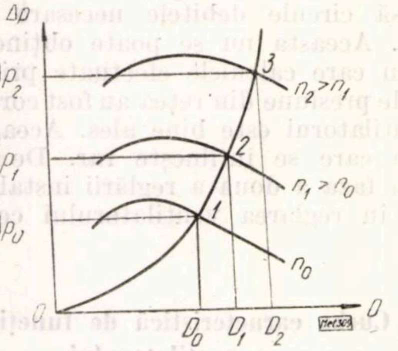


Fig. 5. Modificarea caracteristicilor de funcționare ale unui ventilator, prin schimbarea turației.

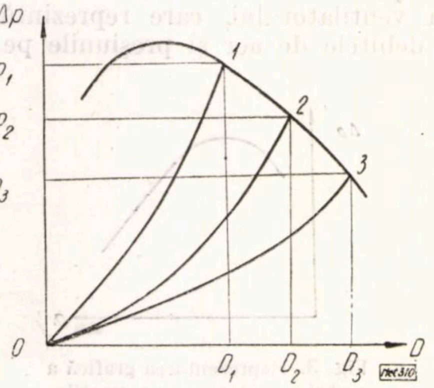


Fig. 6. Reglarea ventilatorului cu ajutorul unui organ de reglaj (făcînd parte din rețeaua de conducte) montat pe aspirația sau refularea ventilatorului :

0–3 – organul de reglaj pe poziția zero;
0–2 – organul de reglaj obturează parțial conducta;
0–1 – organul de reglaj obturează și mai mult conducta.

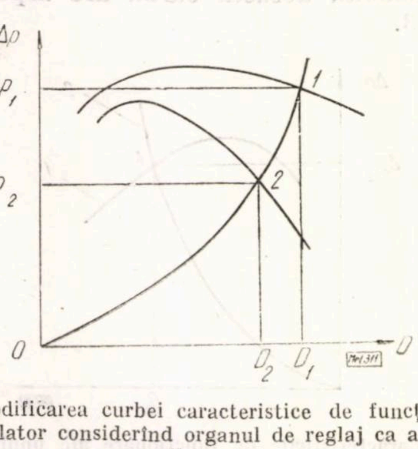


Fig. 7. Modificarea curbei caracteristice de funcționare a unui ventilator considerînd organul de reglaj ca aparținînd ventilatorului :

1 – punctul de funcționare al instalației cu organul de reglaj în poziția zero; *2* – punctul de funcționare al instalației cu organul de reglaj în acțiune.

Punctul care va indica caracteristicile de funcționare ale acestuia în instalație se va găsi intersectînd această curbă cu aceea caracteristică rețelei de conducte deservite (fig. 4).

Pentru aceeași construcție de ventilator, curba caracteristică variază cu turația rotorului (fig. 5).

Mărind deci turația ventilatorului, punctul de funcționare al instalației se modifică și, în consecință, se pot obține și pe această cale caracteristicile necesare cerute de instalație. În acest scop, se mai poate acționa asupra ventilatorului prin introducerea unei rezistențe suplimentare în instalație, ceea ce modifică curba caracteristică a rețelei de conducte și, în consecință, și punctul de funcționare de pe curba caracteristică a ventilatorului (fig. 6).

Curba caracteristică a unui ventilator se poate modifica considerînd că organul de reglaj aparține ventilatorului (fig. 7).

Reglarea ventilatoarelor

În cazul cînd o instalație de ventilație este bine proiectată, corect executată și bine reglată și atunci cînd ventilatorul nu realizează în instalație debitul și presiunea cerute, se procedează la reglarea acestuia.

Reglarea ventilatoarelor se poate efectua pe mai multe căi, și anume :

— *Prin modificarea turației ventilatorului.* În cazul în care rotorul ventilatorului este direct cuplat cu motorul electric, se înlocuiește cuplajul cu o transmisie prin curele. Dacă există transmisie prin curele de la motor la rotorul ventilatorului, se modifică convenabil diametrele șaibelor pentru a se obține raportul de transmisie dorit.

— *Prin introducerea unei rezistențe suplimentare în instalație*; aceasta poate fi un organ de reglaj montat fie pe aspirație fie pe refularea ventilatorului.

— *Prin folosirea unei coroane cu palete, montată pe aspirația ventilatorului*, care modifică curba caracteristică a ventilatorului prin devierea aerului aspirat în ventilator.

Prin modificarea turației ventilatorului se modifică curba caracteristică a acestuia. Variația debitului și presiunii în funcție de modificarea turației are loc după relațiile :

$$\frac{D_1}{D_2}=\frac{n_1}{n_2};\quad \frac{p_1}{p_2}=\left(\frac{n_1}{n_2}\right)^2.$$

În consecință, se modifică și puterea cerută de ventilator, care variază după relația :

$$\frac{N_1}{N_2}=\left(\frac{n_1}{n_2}\right)^3$$

Reglarea ventilatoarelor cu ajutorul unui organ de reglaj montat pe aspirație sau refulare se face fie considerînd organul de reglaj adăugat rețelei de conducte, și în acest caz se modifică curba caracteristică a rețelei, fie considerînd organul de reglaj în caracteristica ventilatorului.

Modul de realizare a acestui fel de reglaj este arătat în figurile 6 și 7.

Ceea ce trebuie reținut este faptul că folosirea organelor de reglaj, montate fie pe aspirație, fie pe refulare, este neeconomică și duce la un consum mare de putere pentru învingerea rezistențelor suplimentare introduse.

Pentru reducerea pierderilor se preferă, atunci cînd este posibil, ca organul de reglaj să fie plasat înaintea ventilatorului, deoarece prin aceasta aerul ce pătrunde în ventilator are o densitate mai mică și pierderile prin frecări în ventilatoare se micșorează.

Amplasarea organului de reglaj se va face astfel încît între gura ventilatorului și organul de reglaj respectiv să existe o distanță rectilinie suficientă pentru ca să se creeze o repartizare omogenă a vitezelor aerului în secțiune.

Reglarea ventilatoarelor prin aparate directoare este dificilă din cauza calculului și construcției complicate a acestora.

Din punct de vedere economic, cea mai recomandabilă este transmisia prin curele, care are un preț de cost scăzut și un randament ridicat în exploatare; acest procedeu prezintă însă dezavantajul că acoperă un domeniu restrîns de reglare.

Reglarea cu organe de reglaj sau aparate directoare se poate folosi în instalațiile cu ventilatorul cuplat direct, dacă consumul de energie al acestuia este redus sau dacă este necesar un domeniu foarte larg de caracteristici dorite.

Principalele tipuri de organe de reglare folosite în instalațiile de ventilare

În cele ce urmează se vor prezenta pe scurt principalele tipuri de organe de reglare folosite în instalațiile de ventilare, cu avantajele și dezavantajele lor.

Paleta-fluture (fig. 8) este alcătuită dintr-un ax de care este prinsă, solidar cu el, o placă de tablă avînd forma și dimensiunile secțiunii conductei în care se montează. Acționarea ei se face din afara conductei, rotind axul paletei cu ajutorul unei manete.

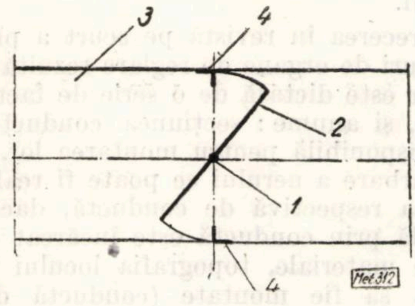


Fig. 8. Paletă-fluture:
1 – axul paletei; *2* – paletă; *3* – conductă; *4* – opritor.

Ea poate fi construită pentru orice secțiune de conductă, este de construcție simplă și nu introduce neetanșeități apreciabile.

Principalele dezavantaje ale paletei-fluture sînt: ocupă o porțiune mare din conductă, efectul existenței sale în conductă se simte la distanță mare de locul de montare, nu poate fi folosită în conducte prin care circulă praf, scame etc. și nu realizează o obturare perfectă a secțiunii.

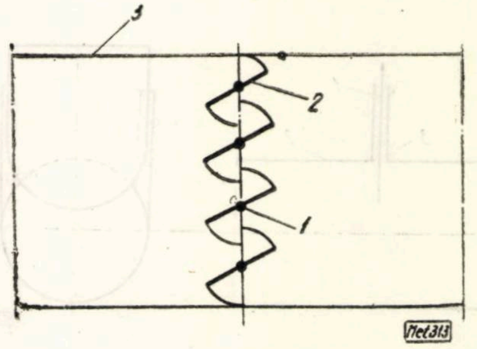


Fig. 9. Jaluzele cu reglare simultană:
1 – ax; *2* – paletă; *3* – conductă.

Jaluzelele cu reglare simultană (fig. 9) sînt alcătuite din fîșii de tablă, fixate pe axe, acționate concomitent din exteriorul conductei pe care sînt montate.

Acest tip de organ de reglare prezintă avantajul că nu ocupă decît o mică porțiune din lungimea conductei, iar perturbarea aerului este redusă, asigurînd un debit omogen pe toată secțiunea conductei pe care este montat. Principalele dezavantaje ale acestui tip de organ de reglare sînt: nu poate fi folosit decît în conducte cu secțiune dreptunghiulară, construcția lui este relativ complicată, nu poate fi folosit în conducte în care aerul conține praf, scame etc. și nu asigură suficientă etanșeitate la închiderea completă a lor.

Clapeta de reglare (fig. 10) este alcătuită dintr-o placă dreptunghiulară articulată de unul dintre pereții orizontali ai conductei pe care se montează.

Principalele avantaje ale acestui tip de organ de reglare sînt următoarele: are o construcție simplă și poate fi folosit și atunci cînd aerul ce circulă în conductă conține praf, scame etc.

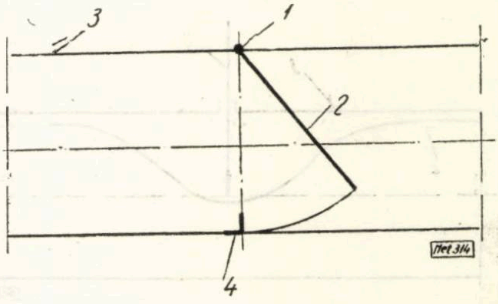


Fig. 10. Clapetă:
1 – ax; *2* – clapetă; *3* – conductă; *4* – opritor.

Dezavantajele clapetei sînt: nu poate fi folosită decît în conducte cu secţiune dreptunghiulară, ocupă o porţiune apreciabilă în conductă şi perturbarea produsă la scurgerea aerului se resimte pe distanţă mare.

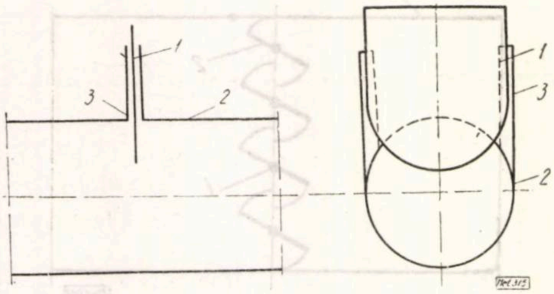


Fig. 11. Vană:
1 – vană; 2 – conductă; 3 – ghidaj.

Vana (fig. 11) este alcătuită dintr-o placă care se introduce din exterior în conductă — perpendicular sau înclinat pe pereţii conductei — obturîndu-se astfel mai mult sau mai puţin secţiunea conductei în care se montează.

Principalele avantaje ale vanei sînt: construcţia simplă; se poate monta atît în conducte cu secţiune dreptunghiulară, cît şi în cele cu secţiune circulară; poate asigura o obturare completă a secţiunii conductei; nu capătă jocuri în funcţionare.

Dezavantajele importante ale vanei sînt: efectul de perturbare mare se resimte la distanţe relativ mari; nu poate fi folosită în conducte prin care circulă praf, scame etc.; ghidarea ei cere spaţiu în afara conductei; în cazul unei manevrări uşoare, nu este suficient de etanşă.

Lama flexibilă (fig. 12) este o combinaţie de vană şi clapetă de reglare şi este alcătuită dintr-o lamă flexibilă, montată pe peretele conductei, şi un împingător care acţionează perpendicular pe lamă.

Acţionîndu-se asupra împingătorului, lama se dezlipeşte de peretele pe care este montată şi obturează secţiunea conductei, deoarece mijlocul lamei este împins, iar laturile lamei sînt menţinute în contact cu pereţii conductei.

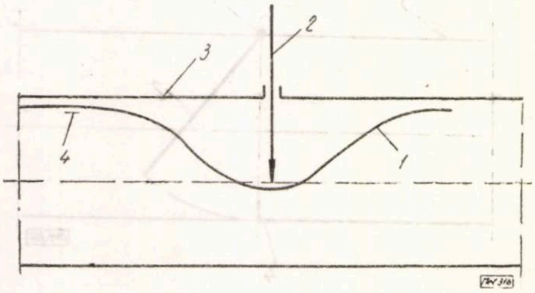


Fig. 12. Lamă flexibilă:
1 – lamă flexibilă; 2 – împingător; 3 – conductă; 4 – ghidaj.

Avantajele lamei flexibile de reglare sînt următoarele: poate fi folosită în conducte prin care se transportă materiale şi realizează o scurgere a aerului în conductă în modul cel mai avantajos.

Ca dezavantaje principale ale lamei flexibile se pot cita: nu poate fi folosită decît în conducte cu secţiune dreptunghiulară, ocupă o distanţă mare pe lungimea conductei, este în general greu de manevrat şi, în anumite împrejurări, nu asigură o etanşeitate suficientă.

Paleta, a cărei formă este prezentată schematic în figura 13, se foloseşte mai ales în cazul ramificaţiilor de conducte, pentru a înlocui organele de reglaj ce ar trebui montate pe fiecare ramificaţie în parte.

Cele mai importante avantaje ale acestui tip de organ de reglare sînt următoarele: construcţie simplă şi nu necesită spaţiu în afara conductei.

Dintre dezavantajele paletei, cele mai importante sînt următoarele: nu poate fi montată decît în conducte cu secţiunea dreptunghiulară, nu poate fi folosită în cazul în care aerul transportă materiale în suspensie, nu asigură o etanşeitate perfectă şi poate, în anumite situaţii, să producă o perturbare însemnată a aerului.

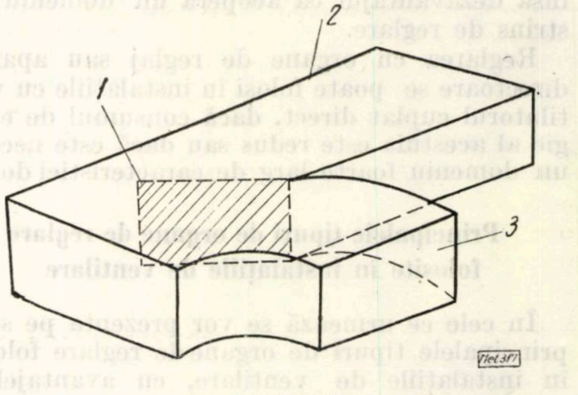


Fig. 13. Paletă:
1 – paletă; 2 – conductă; 3 – ramificaţie.

Din trecerea în revistă pe scurt a principalelor tipuri de organe de reglare rezultă că alegerea lor este dictată de o serie de factori importanţi, şi anume: secţiunea conductei, lungimea disponibilă pentru montarea lor, gradul de perturbare a aerului ce poate fi realizat pe porţiunea respectivă de conductă, dacă aerul ce circulă prin conductă este încărcat cu praf sau alte materiale, topografia locului în care urmează să fie montate (conductă dreaptă, ramificaţie etc.) şi o serie întreagă de alţi factori. De aceea, alegerea organelor de reglare trebuie făcută judicios, o alegere necorectă creînd dificultăţi mari în timpul exploatării instalaţiei. În acest scop, trebuie bine cunoscute caracteristicile constructive, avantajele, dezavantajele și domeniul de utilizare al principalelor tipuri de organe de reglare folosite în instalațiile de ventilare.

Executarea practică a reglării debitelor

Cazul cel mai des întîlnit în practica industrială este acela al reglării debitelor instalațiilor de ventilare cu mai multe ramificații de aspirație sau refulare.

Pentru reglarea debitelor se procedează astfel :

Se extrag din proiectul instalației ce urmează să fie reglată debitele necesare pe fiecare ramificație și pe fiecare gură de aspirație sau refulare.

Se trece apoi pe teren și se pun toate organele de reglare cu care este prevăzută instalația în poziția în care secțiunile conductelor pe care sînt montate au valoarea maximă.

Reglarea propriu-zisă a instalației se face după cum urmează :

Se aleg ramificațiile cele mai depărtate de ventilator. În general, cazul cel mai frecvent este cel în care din ultimul punct de ramificare pornesc două ramificații.

Se face raportul debitelor celor două ramificații după datele din proiect și se compară cu raportul acelorași debite măsurate. Dacă valorile coincid, nu este necesară nici o reglare și organul de reglare rămîne complet deschis. Dacă cele două rapoarte nu sînt egale, se acționează organul de reglare pînă ce raportul debitelor măsurate devine egal cu cel calculat în proiect.

În același mod se efectuează reglarea în cazul cînd pornesc din același punct mai multe ramificații.

Operația se continuă în mod similar, din aproape în aproape, pînă la ramificația cea mai apropiată de ventilator, situată fie pe conducta de aspirație a ventilatorului, în cazul unei instalații de aspirație, fie pe cea de refulare, în cazul unei instalații de refulare.

La sfîrșitul operației de reglare, se măsoară debitul și presiunea ventilatorului.

Dacă valorile măsurate sînt cele prescrise în proiect, nu este necesară o reglare a ventilatorului.

Dacă debitul ventilatorului este mai mare decît cel prescris, iar presiunea ceva mai mică sau egală cu cea din proiect — situația cea mai convenabilă pentru reglare — nu este necesară reglarea ventilatorului.

Dacă debitul și presiunea ventilatorului sînt mai mari decît cele prescrise în proiect, se poate efectua reglarea debitelor fără o reglare a ventilatorului.

Dacă debitul și presiunea ventilatorului sînt mai mici decît cele prescrise, se vor lua măsuri de reglare a ventilatorului, pentru a aduce debitul acestuia la o valoare cel puțin egală cu cea cerută în proiect.

Concluzii

Reglarea debitelor în instalațiile de ventilare și de condiționare a aerului constituie o etapă obligatorie înainte de darea în funcțiune a acestora, a cărei neglijare poate face ca instalațiile executate să fie total neeficace.

Cunoașterea modului în care urmează să fie efectuată această operație este obligatorie pentru toți cei ce întrețin și exploatează asemenea instalații, pentru înlăturarea eventualelor dereglări, de obicei esențiale în buna funcționare a lor.

Documentare

CZ 621.924.94-491

Despre alicele folosite pentru curăţarea suprafeţelor metalice

Acţiunea împotriva silicozei a determinat interzicerea sablajului în unele ţări, iar în altele înlocuirea lui prin curăţarea cu alice. Prin folosirea acestui procedeu, printr-un sistem de ventilaţie eficace, pot fi mai uşor îndepărtate produsele rezultate de la curăţare (nisip, scorii, rugină etc.) care sînt în cantitate mult mai mică.

Forţa vie a particulei este mult mai mare în cazul alicelor şi deci efectul lor de curăţare este mult superior. După datele din literatură [7] şi [12], o tonă de alice are acelaşi efect de curăţare ca şi 20 t de nisip.

Avînd în vedere existenţa instalaţiilor de sablat prin pulverizare cu aer comprimat, s-a înlocuit agentul de curăţare (nisipul) prin alice.

Printr-o duză cu diametrul de 9 mm se împroşcă 10 kg alice/min cu aer la 4 at, pentru care se consumă la compresor aproximativ 17 CP, în timp ce cu aceeaşi putere şi cu aruncător centrifugal se împroşcă 130 kg/min, cu aceeaşi viteză a alicelor de 60–80 m/s [12], [7] şi [11].

Alţi autori dau consumuri de energie de cinci–şase ori mai mari în cazul folosirii aerului [8], [9].

Considerentele economice au condus la folosirea, în majoritatea cazurilor, a aruncătoarelor de alice centrifugale. Sistemul pneumatic se mai menţine numai în cazurile unde se cere ca instalaţia să poată fi folosită pentru piese diferite ca dimensiuni şi mari, complicate, cu goluri interioare etc.

Datorită varietăţii domeniilor în care se întrebuinţează curăţarea cu alice (turnătorii, forje, pentru ecruisări, curăţare de rugină etc.), s-au pus noi probleme asupra calităţii, formei şi dimensiunilor alicelor.

Dacă ţinem seamă că în anul 1950 se foloseau aproape numai alice de fontă [13], în puţinii ani de atunci s-a acumulat o experienţă destul de bogată asupra materialului folosit.

Din datele publicate se constată că se folosesc astăzi în toate ţările alice de fontă, alice rotunde de oţel, alice colţuroase de oţel, alice tăiate din sîrmă de oţel, cupru, aluminiu etc.

Scopul urmărit şi considerentele economice au condus la o gamă destul de mare de alice folosite pentru curăţare.

Alicele sînt caracterizate prin: duritate, dimensiuni şi durabilitate [2]. Dacă acestea sînt prea moi, energia imprimată se consumă în deformaţii. De aceea, pentru materiale feroase se folosesc durităţi de ordinul 40–45 HRC.

De asemenea se recomandă ca alicele să aibă aceeaşi duritate pentru a obţine suprafeţe uniforme (mai ales cînd procedeul înlocuieşte decaparea). Pentru materiale neferoase se recomandă durităţi mai scăzute.

Dimensiunile sînt în funcţie de metalul curăţat şi de scopul urmărit.

Durabilitatea alicelor se măsoară în numărul de lovituri după care se sparg [2].

Astăzi se cunosc alice care rezistă foarte bine la 1 000–3 500 de lovituri.

Unele experienţe [6] au arătat că alicele din sîrmă de oţel au rezistat foarte bine pînă la 2 000 lovituri, după care uzura a crescut brusc.

În acest articol vom arăta, după datele din literatura de specialitate, caracteristicile, domeniile de utilizare, consumurile etc. pentru diferite alice care se folosesc astăzi.

1. *Alicele din fontă* conţin pînă la 3% carbon şi au o duritate de 500–650 HB; se sparg cu uşurinţă [1], conducînd la consumuri mari. Pentru piesele de fontă se consumă pînă la 8 kg/t piese, iar pentru oţel pînă la 15 kg/t piese. Nu corespund exigenţelor curăţării tablelor şi profilelor din cauza fragilităţii [12].

Alicele din fontă se fabrică prin suflarea fontei lichide cu aer comprimat şi prin răcirea lor în apă. Se cern apoi prin site pentru a fi sortate pe diametre. Deşi acestea sînt indicate ca fiind cele mai ieftine, nu se obţin totdeauna alice de diametre folosibile în cantităţi economice.

Dimensiunile folosite pentru diverse materiale şi grosimi de pereţi:

a) fontă cenuşie: — pereţi groşi, 0,8–1,2 mm; — pereţi medii, 0,6 – 0,8 mm; — pereţi subţiri, 0,3–0,6 mm;

b) fontă maleabilă: — pereţi groşi, 0,8–1 mm; — pereţi medii şi subţiri, 0,3–0,8 mm;

c) oţel turnat: — pereţi groşi, 1,4–1,7 mm; — pereţi subţiri, 1–1,2 mm;

d) alamă şi bronz: — alice rotunde, 0,4–0,8 mm; — alice colţuroase, 0,4–0,6 mm;

e) aluminiu: — alice colţuroase, 0,1 – 0,3 mm;

f) pregătire pentru argintare sau zincare: — alice colţuroase, 0,08 – 0,4 mm.

2. *Alicele din fontă tratată termic* sînt mai rezistente la spargere, conducînd la economii de alice de 50%, reducîndu-se uzura aruncătorului [12] şi [8]. Preţul de cost este puţin mai ridicat.

3. *Alice rotunde din oţel.* Alicele cu un conţinut de 0,3–1,2% C au o structură necorespunzătoare, cu duritate prea mare, fapt pentru care trebuie tratate termic [1].

Se fac alice şi cu un conţinut de 0,1%C, obţinîndu-se durităţi de 350–400 HB. Acestea se consumă în cantitate de 2 – 4 kg/t piese şi se reduce foarte mult uzura paletelor aruncătorului.

Dimensiunile folosite sînt asemănătoare cu cele de la fontă, după necesităţi.

4. *Alice din materiale neferoase.* Pentru materiale moi se folosesc alice din neferoase sau aliaje.

La curăţarea pieselor din bronz şi alamă se folosesc alice din cupru cu diametre de 0,6–1 mm.

Pentru aluminiu se folosesc alice de aluminiu sau aliaje de aluminiu de 0,4–1 mm.

5. *Alice din oţel, tăiate din sîrmă.* În practica mondială, în ultimii ani, acest gen de alice tinde să ocupe un loc preponderent. Ele se folosesc la curăţarea pieselor turnate, dar mai ales la înlăturarea arsurii de pe table şi profile unde alicele turnate nu dau rezultate. Curăţarea cu aceste alice se foloseşte tot mai frecvent în locul decapării chimice.

Durităţile acestor alice sînt mai reduse, însă ele sînt mai tenace şi nu se sparg ca cele turnate. Uzura alicelor producîndu-se treptat şi în mod uniform, ele pot fi folosite pînă ce ajung la diametre de 0,2–0,4 mm (după caz), fapt pentru care durata lor este de 10–15 ori mai mare ca la cele turnate, iar uzura instalaţiei scade foarte mult. Datorită uniformităţii alicelor, se poate face mai bine separarea nisipului (sau a altor produse de curăţare), ceea ce reduce şi mai mult uzura aruncătoarelor de alice (care sînt uzate mult de nisipul conţinut printre alice).

Conţinutul optim de carbon este de 0,7% pentru care se obţin, în urma trefilării, rezistenţe de rupere de ordinul 160–200 kg/mm^2 [14].

Alicele cu un conţinut de carbon mai mic de 0,7% trebuie tratate termic pentru a obţine duritatea dorită, iar durata lor de funcţionare este mai scurtă.

După datele din literatura de specialitate [5] şi [6], vitezele de aruncare a acestor alice sînt de 40–80 m/s.

Pentru viteze de 80 m/s, experienţele au arătat că durata alicelor cu diametrul de 1,5 mm este de trei ori mai mare decît a celor cu diametrul de 0,4 mm.

Efectul de curăţare este de patru ori mai mare la cele cu diametrul 1,5 mm decît la cele cu diametrul 0,4 mm, însă asperitatea suprafeţei creşte de patru–cinci ori.

În procesul de curăţare, viteza are importanţa cea mai mare; pentru adaptarea la diferite situaţii se recomandă aruncătoare cu turaţia variabilă. În acest caz, cinci mărimi de alice (0,4; 0,6; 0,9; 1,2; 1,5;) şi două durităţi (160 HB şi 200 HB) ar acoperi toate necesităţile de curăţare pentru materialele feroase.

Pentru producerea acestor alice se folosesc maşini speciale [3], care pot tăia sîrme cu diametrul de 0,4–1,6 mm, cu un debit de 15—80 kg/h. O astfel de mașină poate acoperi nevoile mai multor turnătorii. De asemenea, ele se mai pot confecționa cu mașini asemănătoare celor folosite pentru debitarea materialului la fabricile de nituri sau la bilele de rulmenți.

În urma experiențelor și rezultatelor practice, se recomandă următoarele dimensiuni și calități ale alicelor [14] :

a) Pentru curățarea pieselor turnate din oțel și fontă :
— rezistența la rupere, $\sigma_r = 160 - 180$ kgf/mm^2 ;
— diametrul mediu pentru fontă, 0,9 mm ;
— diametrul mediu pentru oțel, 1,2 mm.

b) Pentru neferoase :
— rezistența la rupere, $\sigma_r = 80 - 140$ kgh/mm^2 ;
— diametrele (după caz), 0,4 — 0,8 mm.

c) Pentru înlăturarea arsurii :
— semifabricate :
brame și lingouri, $\sigma_r = 160 - 180$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}6 - 0{,}9$ mm ;
forjate și matrițate, $\sigma_r = 160 - 220$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}4 - 1{,}2$ mm ;
— bare, table, profile și alte laminate la cald, $\sigma_r = 160 - 180$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}4 - 0{,}6$ mm ;
— laminate din neferoase, $\sigma_r = 80 - 140$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}4$ mm ;
— sîrme, $\sigma_r = 160 - 180$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}4$ mm.

d) Pentru curățarea ruginii și vopselei vechi :
$\sigma_r = 160 - 180$ kgf/mm^2 ;
$d = 0{,}4$ mm.

Lungimile folosite sînt de ordinul 0,8 — 1,2 *d*.

Subliniind încă o dată faptul că consumul lor este mai redus de 10—15 ori, trebuie să amintim că și prețul de cost este mai ridicat de două—trei ori, însă în cazul unei economii planificate, ele devin foarte rentabile dacă se folosesc pentru fabricarea lor rebuturile de la fabricarea sîrmelor calibrate de calitate.

6. *Alte tipuri de alice.* Mai putem aminti tot ca o noutate alicele tăiate din table de calitate care se folosesc, de asemenea, pentru curățarea tablelor și profilelor.

Alte tipuri de alice folosite sînt cele de cupru, aluminiu, aliaje de aluminiu, precum și diverse minerale (granit, corund etc.) care nu dezvoltă praf producător de silicoză.

Avînd în vedere că procedeul este relativ nou, iar necesitățile tehnicii pun mereu probleme, este necesar ca cercetările în acest domeniu să continue.

Securitatea muncitorilor, mărirea productivității muncii, obținerea de suprafețe care rivalizează cu decaparea chimică sînt avantajele procedeului de curățare cu alice, care și-a găsit o largă aplicare în tehnică și se află în plină perioadă de dezvoltare și lărgire a domeniului de utilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Blum, A. *Metallen Strahlmittel für Guss und Walzprodukte.* În : Schweizeriche Mechanische Zeitschrift nr. 23, 1959.

[2] Carlin, J. *What makes a good steel shot.* În : Metal Progress, nr. 6, 1959.

[3] *** *Drahtkornmaschine.* În : Maschinenmarkt, nr. 104—105, 1958.

[4] Gessell, W. *Putzereieinrichtungen.* În : Giesserei, nr. 22, 1959.

[5] Krautmacher, H. *Oberflächenbehandlung mit Stahldrahtkorn.* În : Handelsblatt, nr. 163, 1959.

[6] Krautmacher, H. *Beitrag zur Prüfung und Normung von Drahtkorn.* În : Stahl und Eisen, nr. 21, 1958.

[7] Mouton, M. *Décapage à la grenaille.* În : France Industrie, nr. 31, 1958.

[8] Pedrotty, W. *Metal cleaning and finishing by the airless abrasive blasting process.* În : Journl of the Institution of Production Engineer, nr. 2, 1957.

[9] Schröder, E. *Wirtschaftliches Entzundern mit metallischen Strahlmitteln nach dem Schleuderverfahren.* În : Hansa, nr. 46—47, 1956.

[10] Thier, H. *Probleme beim Putzen mit metallischen Strahlmitteln.* În : Metall-Reiningung und Vorbehandlung, nr. 9, 1959.

[11] *** *Tehnicité du grenaillage — décapage.* În : L'Usine nouvelle, nr. 48, 1957.

[12] *** *Tehnica del decapaggio con granilia metallica.* În : Macchine, nr. 6, 1959.

[13] Wirtz, F. *Stahldrahtkorn.* În : Klepzig Fachbrichte, nr. 1, 1959.

[14] Wirtz, F., Zieler, I. *Stahldrahtkorn, ein neuzeitlisches Strahlmittel.* În : Industrie—Anzeiger, nr. 58, 1957.

Ing. **Valeriu Dumitrescu**
I.T.C.M.E.

CZ 621.742 : 621.867.8

UNELE PROBLEME PRIVIND TRANSPORTUL PNEUMATIC AL AMESTECURILOR DE FORMARE ÎN TURNĂTORIE

În acțiunea de introducere a unui nivel tehnic superior în producție, mecanizarea complexă a transportării materialelor și amestecurilor de formare constituie, în prezent, o preocupare de seamă pentru majoritatea întreprinderilor din țară și străinătate.

Importanța practică deosebită a acestei acțiuni de mecanizare și automatizare rezultă din faptul că materialele pentru formare au o pondere destul de ridicată, ajungînd la circa 50% din greutatea totală a circulației de mărfuri într-o turnătorie (consumul specific mediu fiind de aproximativ 5—6 t amestec de formare pentru o tonă piese turnate bune).

Cheltuielile de investiții și întreținere a utilajelor sînt în general ridicate.

După modul în care se realizează diferența de presiune în conducta de transport, instalațiile pneumatice se grupează în două categorii principale.

1. **Instalații care funcționează prin aspirație.** În acest caz, la extremitatea conductei de transport, în dreptul punctului de destinație (recepție), se creează o presiune inferioară presiunii atmosferice, realizîndu-se astfel un efect de aspirație. Aerul aspirat prin ajutaj antrenează după sine particulele de material care ajungînd în ciclon îi anulează viteza, se lovesc de pereții acestuia și se depun în recipientul de descărcare (siloz). Presiunea de aspirație se realizează cu ajutorul unui ventilator, exhaustor sau pompă de vid, amplasate la sfîrșitul conductei de transport și practic are valori cuprinse între 0,35 — 0,4 at, rarefierea maximă ajungînd doar la 0,5 at.

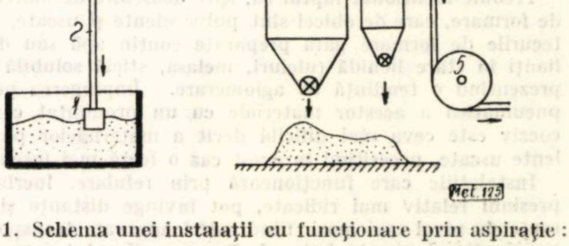


Fig. 1. Schema unei instalații cu funcționare prin aspirație : *1*—ajutajul de alimentare ; *2*—conducta de transport ; *3*—dispozitivul de recepție ; *4*—separator centrifugal de praf ; *5*—ventilator sau alt organ de absorbție.

Datorită amplasării organului de aspirație a aerului (ventilator, pompă de vid etc.) în dreptul punctului de recepție, acest sistem permite transportul materialului spre un singur punct de descărcare, alimentarea putîndu-se face însă din puncte diferite.

Schematic, o instalaţie care funcţionează prin aspiraţie se compune din ajutajul de alimentare *1*, conducta de transport *2*, dispozitivul de recepţie (ciclon) *3*, separatorul centrifugal de praf (filtrul) *4*, ventilatorul sau alt organ de absorbţie *5* (fig. 1).

2. Instalaţii care funcţionează prin refulare. La acest tip de instalaţii se aplică, la extremitatea de alimentare a conductei, o presiune mai mare decît cea atmosferică (circa 3—6 at), produsă de un compresor amplasat în apropierea punctului de expediere. Curentul de aer care se creează este destul de puternic şi, deplasîndu-se cu o viteză de peste 15—20 m/s, antrenează materialul de transport pînă la punctul de recepţie, unde se separă de aer, ca şi în cazul precedent.

Componenţa instalaţiei este redată schematic în figura 2.

Este evident că instalaţiile care funcţionează pe principiul refulării (prin însăşi poziţia compresorului) pot transporta materialul dintr-un punct fix spre mai multe puncte de descărcare situate pe direcţii diferite.

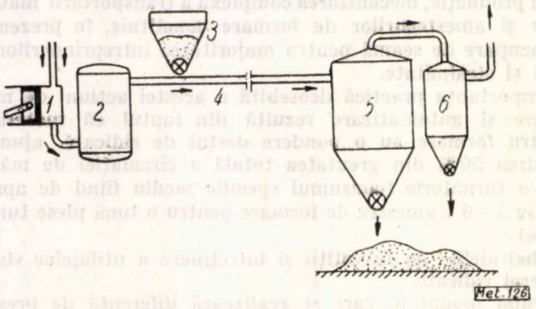


Fig. 2. Instalaţie cu funcţionare prin refulare:

1 — compresor; *2* — recipient pentru egalizarea presiunii; *3* — dispozitiv de alimentare; *4* — conducta de transport; *5,6* — dispozitive de recepţie.

Există şi sisteme combinate, care constau în prima parte dintr-o instalaţie de transport prin aspiraţie, iar în partea a doua a instalaţiei transportul făcîndu-se prin refulare. Astfel de instalaţii combinate (mixte) au avantajul că permit transportul materialelor de la mai multe puncte de încărcare înspre diverse puncte de descărcare. Faptul că instalaţiile mixte sînt în general complicate şi scumpe contribuie la utilizarea lor într-un domeniu mai restrîns.

Alegerea sistemului de transport este determinată pe de o parte de structura materialului supus deplasării, iar pe de altă parte de configuraţia şi de lungimea traseului.

Trebuie menţionat faptul că, spre deosebire de materialele de formare, care de obicei sînt pulverulente şi uscate, amestecurile de formare gata preparate conţin apă sau diferiţi lianţi în stare lichidă (uleiuri, melasă, sticlă solubilă etc.), prezentînd o tendinţă de aglomerare. Împingerea pe cale pneumatică a acestor materiale cu un pronunţat caracter coeziv este ceva mai dificilă decît a materialelor pulverulente uscate, necesitînd în acest caz o forţă mai însemnată.

Instalaţiile care funcţionează prin refulare, lucrînd cu presiuni relativ mai ridicate, pot învinge distanţe şi diferenţe de nivel mai mari, fiind astfel adecvate transportului pneumatic al amestecurilor de formare. Greutatea specifică, granulaţia particulelor şi umiditatea amestecurilor de formare reclamă, de asemenea, alegerea instalaţiilor de acest tip.

Problema care a prezentat însă o serie de dificultăţi în decursul dezvoltării şi perfecţionării acestor sisteme a constituit-o alimentarea, respectiv introducerea materialului de transport în instalaţie.

Primele încercări efectuate cu o roată celulară (roată cu aripioare), similară ca instalaţiile pentru transportul materialelor pulverulente uscate, nu a dat rezultate. A fost abandonat şi sistemul cu melc, utilizat în cazul pompei tip Fuller sau a transportorului Möller, tocmai datorită caracterului coeziv al amestecurilor de formare cu un grad de umiditate relativ ridicat (4 — 5%).

O soluţionare corespunzătoare, din toate punctele de vedere, a transportului pneumatic al amestecurilor de formare o prezintă instalaţia construită cu cîţiva ani în urmă la uzina „Ilmarine" din Tallin (U.R.S.S.). Proiectul acestei instalaţii a fost elaborat pe baza unor date destul de limitate cu privire la instalaţiile similare din străinătate şi a experienţei în funcţionarea instalaţiilor asemănătoare de către Institutul Griproteajmaş din Leningrad.

Instalaţia se compune din două trasee diferite (fig. 3 a şi 3 b):

a) traseul pentru transportul amestecurilor de formare preparate de la moara chiliană la maşinile de format;

b) traseul pentru transportul amestecurilor de formare folosite de la grătarul de dezbatere la punctul de preparare, ambele conţinînd în principiu aceleaşi organe.

Elementul de noutate pe care-l prezintă această instalaţie este alimentatorul cu cameră, organul principal al întregului sistem. Executat în construcţie metalică sudată şi avînd formă cilindro-conică, alimentatorul cu cameră este prevăzut cu ajutaje pentru admisia aerului comprimat în partea superioară (ajutaje verticale), în partea tronconică (trei rînduri de ajutaje tangenţiale) şi în partea inferioară (ejector).

Pătrunderea, pe o direcţie tangenţială, a aerului comprimat în partea tronconică a alimentatorului împiedică adeziunea materialului de pereţii recipientului, iar pe de altă parte, creează o permanentă afînare a materialului, asigurînd astfel o descărcare continuă a acestuia în ejectorul inferior (fig. 4).

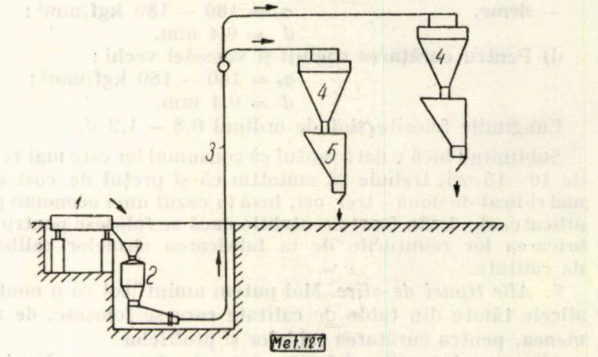


Fig. 3a. Instalaţie cu funcţionare prin refulare:

1 — moara chiliană; *2* — alimentatorul cu cameră; *3* — conducta de transport; *4* — cicloane; *5* — silozuri.

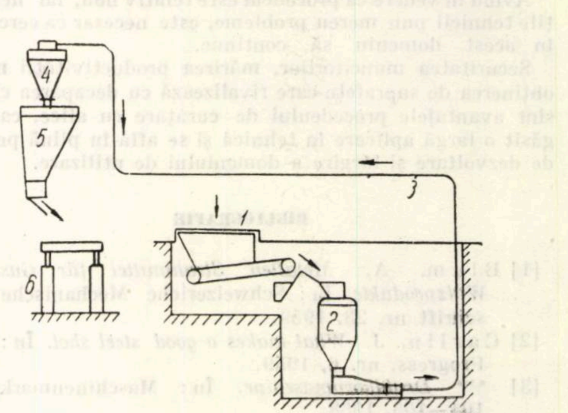


Fig. 3b. Instalaţie cu funcţionare prin refulare:

1 — grătarul de dezbatere; *2* — alimentatorul cu cameră; *3* — conducta de transport; *4* — ciclon; *5* — siloz; *6* — moara chiliană (punct de preparare a amestecurilor de formare).

Amestecul de formare, provenit de la moara chiliană *1* (fig. 3 a), cade liber în alimentator prin pîlnia superioară. La semnalizarea umplerii, se închide etanş supapa superioară (acţionată pneumatic sau electric) şi are loc admisia aerului comprimat simultan prin toate ajutajele. Amestecul de formare se scurge uniform în ejectorul inferior, de unde este expediat de aerul comprimat care pătrunde printr-un complex de ajutaje, orientate spre direcția de transport, imprimînd materialului forța necesară deplasării.

Toate procesele care au loc în alimentatorul cu cameră se suprapun în timp, iar comanda acestora se face dintr-un punct central prin simpla manevrare a unui robinet.

Amestecul de aer și material este deplasat pînă la punctul de recepție, constituit dintr-un ciclon de construcție obișnuită, la care se racordează tangențial conducta de transport.

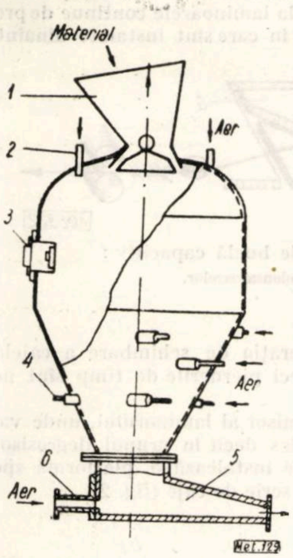


Fig. 4. Instalație de funcționare prin refulare:

1 – pîlnia de alimentare cu supapa de închidere; *2* – ajutaje superioare; *3* – semnalizator de umplere; *4* – ajutaje tangențiale; *5* – ejector; *6* – ajutaje inferioare.

Conducta de transport este construită din țeavă de oțel cu diametrul de 100–120 mm, coturile avînd o rază relativ mare (800–1 200 mm).

Datorită caracterului abraziv al materialelor de formare, în timpul funcționării, coturile se uzează într-un grad destul de însemnat, aceasta constituind una dintre dificultățile transportului pneumatic. Pentru prevenirea uzurii rapide a coturilor, în cazul de față, este indicat ca partea exterioară a acestora să se execute cu pereți groși sub formă de capace demontabile, ca piese de schimb.

Întreaga instalație se pretează cu ușurință unei automatizări complexe: semnalizatoarele de umplere ale alimentatorului cu cameră pot acționa admisia aerului comprimat (și prin urmare vehicularea materialului), iar de la tabloul de comandă, prin becurile de semnalizare („plin" și „gol") ale silozurilor, se poate dirija direcția de transport, asigurînd în permanență toate punctele de consum cu amestec de formare.

Caracteristicile instalației sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristicile instalației	Traseul amestecurilor proaspete	Traseul amestecurilor folosite
– Lungimea desfășurată a traseului, m	22	70
– Înălțimea maximă de ridicare, m	12,5	14
– Diametrul conductei, mm	100	100
– Debitul, t/h	25	35
– Presiunea aerului, at	3–4	5–6
– Viteza de transportare	1 m³/min	0,6 m³/40 s

Amestecurile de formare transportate au o umiditate normală cuprinsă între 5–6 % (în cazul cînd umiditatea depășește 7 % condițiile de transport se înrăutățesc simțitor). În timpul funcționării se pot ivi depuneri ale materialului pe pereții interiori ai conductei. Aceste depuneri pot fi cu ușurință îndepărtate prin trecerea unui „cartuș de curățare" prin conducta de transport.

O presiune de suflare corespunzătoare constituie condiția de bază pentru o vehiculare uniformă și fără deranjamente a materialului transportat pe cale pneumatică. Pe baza rezultatelor experimentale, popularizate în literatura tehnică de specialitate, această presiune este cuprinsă între 3,5–6 at, în funcție de celelalte caracteristici ale instalației.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Aksenov P. N.*: Utilajul secțiilor de turnătorie, vol. I, traducere din limba rusă, Mașghiz, Moscova, 1949.

[2] *Rezvii V. N.*: Transportul pneumatic al amestecurilor în turnătorii (în mecanizarea și automatizarea proceselor cu volum mare de muncă în turnătorii), traducere din limba rusă, I.D.T., Bucuresti, 1960.

[3] *Korcenkin M. B.*, *Rapoport O. I.* și *Gaidukov A. A.*: Transportul pneumatic al amestecurilor de formare, Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1958, traducere din limba rusă.

[4] *Horn H.*: Transportul pneumatic al materialelor pulverulente și cu granulație fină, Stavivo, nr, 9, 1957, traducere din limba rusă.

[5] *Persson O.*: Rezultate în domeniul transportului pneumatic al nisipului, Giesserei, nr. 3, 1960.

[6] Instalații pentru transportul pneumatic al materialelor de formare în turnătorie, Referat I.D.T., 1961.

[7] *Dolgolenco A. A.*: Mașini de ridicat și de transportat, traducere din limba rusă, Editura tehnică, 1952.

[8] *Segal H.*, *Linde C.* și *Purcariu I*: Mașini de ridicat și de transportat, Editura tehnică, 196).

Ing. **Zeno Preda**
Uzina „Ciocanul" – Nădrag

Principii actuale în proiectarea laminoarelor în U.R.S.S.
A. I. Țelikov. In: Stali, nr. 10, 1961.

În anul 1960, a intrat în funcțiune o serie de noi laminoare de înaltă productivitate, dintre care cele mai importante sînt laminoarele continue de bandă lată 2 500 și 1 700 la combinatul din Magnitogorsk și la uzina „Ilici", laminorul semicontinuu de tablă 2 800/1 700 la uzina din Cereporețk, laminorul continuu de țevi sudate la uzina de țevi din Celeabinsk, laminoarele la rece pentru oțel de transformator la uzina din Novolipetsk etc.

Dezvoltarea laminoarelor pentru tablă, profile și țevi, atît în planul de șapte ani, cît și în viitor, își va găsi expresia în creșterea productivității acestora și a nivelului de mecanizare și automatizare.

Datorită creșterii greutății lingourilor sau semifabricatelor, creșterii vitezei de laminare și folosirii schemelor de laminare cu un grad înalt de continuitate, s-a reușit să se mărească cu mult productivitatea laminoarelor și să se îmbunătățească indicii tehnico-economici ai acestora.

Astfel, productivitatea bluminglui 1 150, construit de Uralmașzavod, raportată la o tonă utilaj instalat, este cu 36 % mai mare decît cea înregistrată în anii anteriori.

Productivitatea laminorului continuu de tablă 1 700, produs de uzina constructoare de mașini din Novo-Kramatorsk, va ajunge la 3–3,5 milioane tone/an, iar raportată la o tonă de utilaj va crește de peste 1,5 ori în comparație cu laminoarele mai vechi.

Laminorul de platbandă, proiectat de VNIIMETMAȘ conform temei elaborate de GHIPROMEZ, va avea o productivitate de 1,2 mil. tone/an, ceea ce reprezintă de trei ori mai mult decît la laminoarele existente. În acest fel, productivitatea raportată la o tonă utilaj instalat crește cu 50–60 %.

Laminorul continuu pentru țevi cu diametrul de la 30 la 102 mm, construit de uzina constructoare de mașini grele din Electrostali după proiectul tehnic executat de VNIIMETMAȘ, va avea o productivitatea de aproximativ 420 000 t/an, adică de aproape șase ori mai mare decît laminoarele mai vechi; greutatea acestui laminor crește cu mai puțin de două ori.

Una dintre direcțiile principale de dezvoltare a construcțiilor de laminoare în septenal este creșterea productivității pe tona de utilaj instalat și pe metrul pătrat de suprafață productivă.

Astfel, uzinele Uralmaș au întocmit proiectul unui nou bluming, cu diametrul valțurilor de 1 300 mm și productivitatea de 5,5–6,0 milioane tone blumuri pe an; deoarece greutatea sa reprezintă numai 5 000 t, productivitatea raportată la o tonă utilaj instalat va fi de 2,5 – 3 ori mai mare decît la blumingurile existente și de aproape două ori mai mare în comparație cu blumingurile 1 150, produse în prezent de uzinele Uralmaș.

În următorii ani vor fi construite agregate automate de laminare a căror funcționare, începînd de la depozitul de produse și terminînd cu încărcarea producției finite, nu va necesita nici muncă fizică și nici participarea unui operator.

La construirea acestui tip de laminoare automate este necesară mecanizarea și automatizarea următoarelor operații :

— controlul calității laminatului și înlăturarea defectelor de suprafață ;

— controlul dimensiunilor profilului laminatului și asigurarea preciziei necesare ;

— sortarea și ambalarea laminatelor.

Este necesară, de asemenea, elaborarea unei teorii a reglării automate a dimensiunilor — grosimea și lățimea — profilelor laminate, ținînd seamă de variația întinderii, a temperaturii, a distanței dintre valțuri și a altor factori. Rezolvarea acestei probleme are o mare importanță pentru îmbunătățirea calității laminatului și va permite să se treacă la automatizarea complexă a laminoarelor.

În dezvoltarea producției de blumuri și tuburi există în prezent trei direcții principale :

— bluminguri reversibile cu o productivitate de cel puțin 5–6 milioane t/an ;

— bluminguri continue ;

— turnare continuă.

Orientarea cu cea mai mare perspectivă pentru viitor este turnarea continuă a oțelului, la care, după date experimentale, randamentul crește cu cel puțin 7%, consumul de lingotiere se micșorează de la 40 la 8 kg/t, iar cel de materiale refractare de la 12–15 la 5 kg/t oțel.

Concomitent cu perfecționarea turnării continue are loc și dezvoltarea construcției de bluminguri, care se vor construi și folosi încă mulți ani.

Pentru un volum de producție de 8–10 milioane tone blumuri și slaburi pe an, orientarea cea mai bună în dezvoltarea laminoarelor degrosisoare este continua perfecționare a blumingurilor și slabingurilor reversibile. Productivitatea de 6 mil. tone/an, atinsă de noul bluming produs de uzinele Uralmaș, nu poate fi considerată ca o limită pentru blumingurile reversibile ; se poate considera că, datorită creșterii vitezelor de laminare și a greutății lingourilor, aceasta va fi mărită în curînd cu peste 30–40%.

În dezvoltarea laminoarelor de profile, problema principală constă în creșterea continuă a gradului de continuitate a procesului tehnologic și în sporirea vitezelor de funcționare. Această problemă poate fi rezolvată prin folosirea laminoarelor continue.

Experiența existentă în exploatarea laminoarelor continue pentru laminarea profilelor mici permite să se tragă o concluzie cu privire la eficacitatea construirii lor și pentru laminarea profilelor mijlocii și mari. Datorită continuității procesului și scurtării pauzelor, se micșorează durata de răcire a metalului, ceea ce permite laminarea unor profile cu un interval foarte redus de temperatură, la începutul și sfîrșitul laminării.

O cădere mai mică de temperatură între capetele metalului laminat permite să se mărească precizia dimensiunilor profilului, precum și greutatea și lungimea semifabricatului inițial, fapt datorită căruia crește productivitatea laminorului și se micșorează cantitatea de deșeuri.

Întinderea metalului laminat, după cum se știe, micșorează presiunea asupra valțurilor și deformația elastică a cajei. De aceea, pentru obținerea unor dimensiuni constante ale profilului pe lungimea benzii, laminarea trebuie executată cu formare de buclă între caje.

În legătură cu aceasta laminoarele continue de profile sînt utilate cu regulatoare speciale de buclă, care în funcție de dimensiunea buclei formate micșorează sau măresc automat turația motorului care acționează valțurile cajei precedente. Se folosesc regulatoare de buclă cu diferite mijloace de măsurare a mărimii buclei : cu ajutorul fotoelementelor, contactelor finale etc.

Pentru laminoarele la care bucla se formează în direcție laterală au început să fie folosite tot mai mult în ultimul timp regulatoarele de buclă capacitive, care funcționează după metoda egalizării capacităților a două condensatoare, operație care are loc numai în cazul dimensiunilor medii ale buclei (fig. 1).

Pentru accelerarea trecerii de la laminarea unui profil la a altuia, schimbarea valțurilor la laminoarele continue de profile se face cu ajutorul unor caje în care sînt instalate dinainte valțurile corespunzătoare. Operația de schimbare a cajelor este complet mecanizată și deci pierderile de timp sînt neînsemnate.

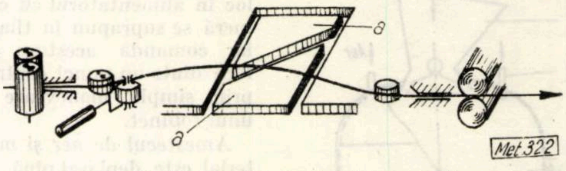


Fig. 1. Regulator de buclă capacitiv :

a – plăcile condensatoarelor.

Alături de cajele grupului finisor al laminorului, unde valțurile se schimbă mult mai des decît în grupul degrosisor, paralel cu linia de laminare se instalează o platformă specială pe care se găsește o nouă serie de caje (fig. 2).

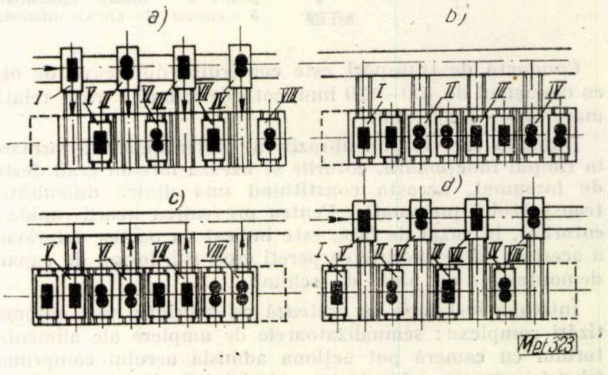


Fig. 2. Schema de principiu a mecanizării schimbării cilindrilor la un laminor continuu :

a – cajele *I–IV* lucrează, cajele *V – VIII* sînt pregătite pentru schimbare ; *b* – laminorul este oprit, cajele *I – IV* sînt trase pe platformă ; *c* – platforma a executat deplasarea longitudinală ; *d* – laminorul ș.-a reluat lucrul cu cajele *V – VIII*.

Cajele care urmează a fi schimbate sînt scoase din laminor pe platformă cu ajutorul unor cilindri hidraulici și se așază între cajele cu seria nouă de valțuri. Apoi platforma se deplasează de-a lungul liniei de laminare pînă la instalarea cajelor cu noile valțuri. Noile caje sînt fixate în laminor cu ajutorul acelorași cilindri hidraulici.

Pentru laminoarele continue există mari posibilități în ceea ce privește sporirea vitezei de laminare. La laminoarele continue de profile mici viteza poate fi limitată de stabilitatea deplasării benzii pe trenul de role la ieșirea din ultima pereche de valțuri. Se poate considera totuși că viteza de laminare poate fi mărită aproximativ la 25 m/s.

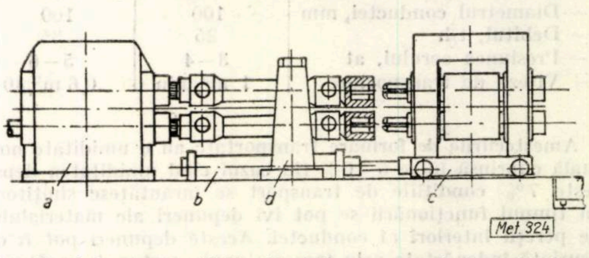


Fig. 3. Schema cuplării cilindrilor cu axele la schimbarea cajelor :

a–caji de angrenaj ; *b*–cilindru hidraulic ; *c*–caja de laminare ; *d* – lagăre

Concluzii

1. Orientarea de bază în proiectarea laminoarelor trebuie să fie creșterea continuă a productivității lor și a nivelului de mecanizare și automatizare.

2. În dezvoltarea producției de blumuri și slaburi, orientarea principală o constituie folosirea turnării continue și creșterea continuă a productivității blumingurilor reversibile.

3. În construirea laminoarelor de profile trebuie să se acorde o atenție deosebită laminoarelor continue cu reglaj de buclă automat și cu schimbarea mecanizată a cajelor.

4. În scopul creșterii preciziei profilelor laminate este rațională folosirea cajelor pretensionate.

5. La construirea laminoarelor de tablă, atenția principală trebuie să fie acordată laminoarelor continue de benzi late, care funcționează cu indici tehnico-economici optimi.

6. Orientarea principală în proiectarea agregatelor de țevi o constituie construirea de laminoare:

a) pentru producerea de țevi, cu o tehnologie nouă, mai rațională;

b) pentru sudarea la radiofrecvență a țevilor cu diametrul de pînă la 700 mm;

c) pentru sudarea în spirală a țevilor de calitate superioară;

d) pentru producerea de țevi cu diametrul pînă la 30 mm, cu o viteză de ieșire de pînă la 20—25 m/s, precum și de noi laminoare pentru laminarea țevilor la rece etc.

7. În dezvoltarea agregatelor de laminare o importanță deosebită o prezintă construirea de laminoare pe baza folosirii unei tehnologii înaintate, ca de exemplu obținerea continuității procesului prin sudură cap la cap și suprapunerea turnării continue cu laminarea.

Capacitatea de dezbatere a amestecurilor cu sticlă solubilă. N. A. Subbotin, I. R. Vasin, Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1961.

Capacitatea de dezbatere a miezurilor se apreciază în diferite moduri: vizual, după durata de dezbatere a miezului experimental pe mașina vibratoare, după rezistența la compresiune sau după munca cheltuită la dezbaterea probelor, însă în toate cazurile munca cheltuită pentru dezbatere este proporțională cu rezistența amestecului.

În figura 1 se arată variația rezistenței la compresiune (deci variația capacității de dezbatere și a gradului de compresibilitate) a probelor cu diametrul de 25 mm și înălțimea de 10 mm, calcinate în cuptor, la temperaturi cuprinse între 200 și 1 000°C. În figura 1 curbele *1—5* se referă la probele executate din amestecuri cu sticlă solubilă și 1 % argilă, întărite prin încălzire; curba *5 a* reprezintă variația rezistenței acelorași probe, întărite în prealabil cu CO_2. Conținutul de sticlă solubilă a variat astfel: *1* — 4%; *2* — 5%; *3*—6%; *4*—7%; *5* și *5a*—8%.

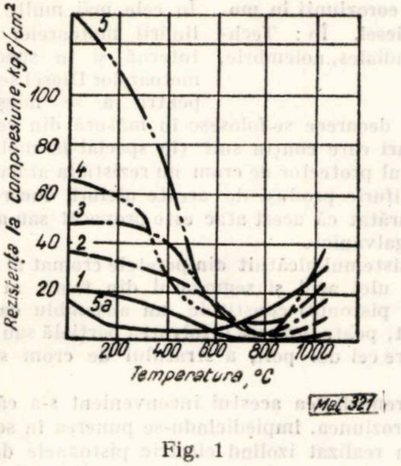


Fig. 1

Din figura 1 se vede că rezistența la compresiune a miezurilor uscate pe cale termică și chimică variază în funcție de temperatură. Micșorarea rezistenței la temperaturi mai mari de 200°C se explică prin apariția crăpăturilor în pelicula de silicagel, cauzată de pierderea apei și de coeficienții diferiți de dilatare termică — al grăunților de cuarț și al silicagelului. Creșterea rezistenței la compresiune la temperaturi mai mari de 800°C se datorește topirii și sinterizării grăunților de cuarț de către silicații secundari, care se formează la aceste temperaturi. Astfel, sistemul $SiO_2—Na_2O_2$ indică apariția fazei lichide la temperaturi de peste 793°C.

La temperaturi mai mari de 1 200°C (în diagramă nu se arată aceasta) rezistența descrește din nou, datorită reacției active, la aceste temperaturi dintre Na_2O și SiO_2 și micșorării, în urma acestor procese, a proprietăților de liere ale silicatului de sodiu.

Din figura 1 rezultă că mărirea conținutului de sticlă solubilă în amestec de la 4 la 8% duce la creșterea rezistenței la compresiune la temperatură ambiantă de la 19 la 127 kg/cm², adică aproape de șase ori, în timp ce la temperatura de 1 000°C rezistența se mărește de 14 ori.

Experiențele arată că la temperaturi de încălzire superioare celei de 800°C tratarea probelor cu CO_2 nu are nici o influență asupra rezistenței miezurilor (fig. 1, curbele *5* și *5 a*).

Așadar, una dintre metodele eficace de îmbunătățire a capacității de dezbatere a miezurilor constă în micșorarea la minimum a conținutului de sticlă solubilă din amestecuri.

Adaosurile organice folosite în mod obișnuit în amestecuri (dextrină, motorină, zahăr, smoală, naftalină etc), a căror acțiune se bazează pe arderea lor și distrugerea peliculelor de silicagel în intervalul de temperatură 300—600°C, nu influențează practic asupra rezistenței de compresiune și deci nu sînt eficace din punct de vedere al îmbunătățirii capacității de dezbatere.

Mai eficace sînt adaosurile mici (pînă la 3%) de fosfați, de huilă cu conținut ridicat de cenușă și de combinații ale acestora, care asigură rezistențe inițiale ridicate și rezistențe scăzute la temperaturi înalte. Aceste condiții le îndeplinește amestecul compus din 1% huilă și 1% superfosfat sau 2% praf huilă și 1—2% naftalină.

Insuflarea de oxigen tehnic pur sub flacăra cuptoarelor Martin încălzite cu combustibili reci. L. Septier, M. Fame, P. Etienne În: Revue de Métallurgie, nr. 9, 1961, p. 705—721.

Introducerea de oxigen tehnic pur în cuptoarele Martin a permis mărirea productivității cuptoarelor, reducerea prețului de cost și îmbunătățirea calității oțelului. Pînă în prezent, s-au folosit două metode în cuptoarele încălzite cu combustibili reci (păcură, țiței, gaze de cocserie):

— folosirea oxigenului amestecat cu aerul de ardere înainte de regeneratoare, deci cu posibilitatea de a fi preîncălzit, dar diluat cu azotul din aer și gazele care circulă în cuvă;

— folosirea oxigenului insuflat rece chiar în vecinătatea orificiilor arzătoarelor, acționînd astfel direct asupra combustibilului, înainte de a fi diluat.

Aceste metode dau rezultate satisfăcătoare, dar măresc schimburile termice, atît în direcția căptușelii refractare, cît și în direcția încărcăturii metalice.

Pentru a se remedia acest inconvenient, s-a experimentat la scară industrială un nou procedeu, prin insuflarea oxigenului sub flacără, înaintea orificiilor de ieșire a combustibilului (fig. 1). Practic, principala dificultate constă în determinarea poziției exacte a orificiilor de insuflare a oxigenului față de arzătoare.

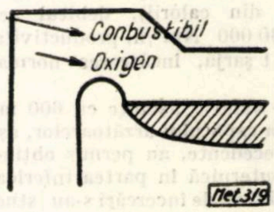


Fig. 1

S-au elaborat circa 700 șarje cu și fără insuflare de oxigen sub flacără.

Încercările s-au efectuat pentru a se determina poziţia optimă a orificiului de insuflare a oxigenului într-un cuptor Martin bazic basculant cu o singură gură de insuflare a aerului, cu următoarele caracteristici : căptuşeală bazică, suprafaţa vetrei : 50 m^2, încălzire cu păcură pulverizată cu aer sau abur, puterea calorică a combustibilului : 2 400 kg/h, deci 23×10^6 cal/h, debitul aerului de ardere (la ventilator) : 20 000 Nm^3/h, productivitatea : 160 t oţel pe şarjă, încărcarea normală : 20—25% fontă lichidă.

S-a insuflat un debit de oxigen de 500 m^3/h, deci s-a efectuat o îmbogăţire cu oxigen a aerului cu circa 22%.

S-a constatat că poziţia optimă a orificiului de insuflare a oxigenului este la 250 mm dedesubtul şi la 800 mm înaintea arzătorului.

În a doua serie de încercări efectuate cu acelaşi cuptor, s-a insuflat un debit de oxigen de 1 000 m^3/h, deci s-a lucrat cu o îmbogăţire a aerului cu 23,5% oxigen. Orificiile de insuflare a oxigenului au fost aşezate la aceeaşi distanţă de arzător.

Rezultatele acestor încercări au fost următoarele :

În cazul unui mers normal al cuptorului, insuflarea de oxigen sub flacără a redus timpul de topire, cu atît mai mult cu cît cantitatea de oxigen insuflată este mai mare ; în medie, reducerea este de 28 min pentru 500 Nm^3/h oxigen insuflat, şi 55 min pentru 1 000 Nm^3/h oxigen insuflat. Rezultă o mărire a vitezelor de topire, care au crescut de la 23 t/h, fără oxigen, la 25 t/h (8%) pentru 500 Nm^3/h oxigen insuflat, şi la 27 t/h (16%) pentru 1 000 Nm^3/h oxigen insuflat.

În ceea ce priveşte condiţiile de încărcare, principalele concluzii sînt următoarele :

— pentru şarjele de acelaşi tip, prelungirea cu o oră a încărcării fierului vechi măreşte cu 28 min durata totală a încărcării şi a fuziunii ;

— în cazul şarjelor cu 25% fontă lichidă, mărirea cu o oră a intervalului de timp care separă încărcarea fierului vechi de introducerea fontei lichide face să crească durata totală a topirii cu : 31 min în cazul şarjelor cu insuflare de 1 000 Nm^3/h oxigen ; 23 min în cazul şarjelor fără insuflare de oxigen ;

— folosirea oxigenului permite o accelerare a încărcării, cu atît mai mare cu cît proporţia fierului vechi în încărcătură este mai mare.

Temperatura băii la sfîrşitul topirii creşte cu 10°C în cazul insuflării de oxigen.

În cazul insuflării de oxigen conţinutul de carbon este cu 0,02—0,05%, iar cel de sulf cu 0,003—0,007% mai mic.

Folosirea insuflării de 1 000 Nm^3/h oxigen a redus durata afinării atît în cazul şarjelor cu fontă lichidă, cît şi în cazul celor fără fontă lichidă (pentru 500 Nm^3/h oxigen insuflat nu s-a redus durata de afinare).

Durata totală de elaborare a şarjei scade — în cazul mersului normal cu 25% fontă lichidă — cu atît mai mult cu cît debitele de oxigen sînt mai mari (în medie cu 31 min pentru 500 Nm^3/h şi cu o oră pentru 1 000 Nm^3/h oxigen insuflat). Aceasta măreşte producţia orară cu 6—13%.

După ce s-a determinat aşezarea optimă a orificiilor de insuflare a oxigenului, s-a efectuat o a treia serie de încercări cu un cuptor Martin cu următoarele caracteristici : căptuşeală bazică, suprafaţa vetrei : 54 m^2, încălzire cu păcură pulverizată cu abur (40—45% din calorii) şi gaze de cocserie (55 — 60% din calorii), debitul aerului de ardere (la ventilator) : 30 000 Nm^3/h, productivitatea : 175 t oţel lichid pentru 192 t şarjă, încărcarea normală : 25% metal lichid.

Injectoarele de oxigen, aşezate cu 600 mm mai jos şi cu 1 270 mm înaintea capătului arzătoarelor, aşa cum a rezultat din încercările precedente, au permis obţinerea unei flăcări asimetrice, mai puternică în partea inferioară.

În cursul acestei serii de încercări s-au studiat comparativ :

— mersul cuptorului fără oxigen (şarjă de referinţă) sau cu insuflare de 1 000 Nm^3/h oxigen ;

— mersul cuptorului cu 1 000 Nm^3/h oxigen insuflat sub flacără şi un debit caloric mărit cu 15%, şi cu 1 500 Nm^3/h oxigen insuflat şi o mărire suplimentară a debitului caloric cu 6%.

Injectoarele de oxigen confecţionate din alamă au fost răcite cu circulaţie de apă.

Rezultatele obţinute au fost următoarele :

În cazul mersului normal cu 25% fontă lichidă, insuflarea a 1 000 Nm^3/h oxigen a redus cu 2 h durata medie de topire a şarjei, deci a mărit viteza de topire cu 25%. Pentru 1 500 Nm^3/h oxigen insuflat, durata topirii şarjei s-a redus cu 38 min, deci viteza de topire a crescut cu 35%.

Mărirea cu o oră a duratei de încărcare a fierului vechi măreşte cu 30 min durata de topire.

Mărirea cu o oră a intervalului de timp dintre terminarea încărcării fierului vechi şi începutul introducerii fontei lichide măreşte durata de topire a şarjei cu : 30 min la şarjele fără insuflare de oxigen ; 12 min la şarjele la care se insuflă oxigen.

Temperatura băii la sfîrşitul şarjei a fost cu atît mai mare cu cît debitul de oxigen insuflat a fost mai mare.

Conţinutul de carbon şi de sulf din baie a fost cu atît mai mic cu cît debitul de oxigen insuflat a fost mai mare.

Durata totală de elaborare a şarjei scade cu două ore pentru 1 000 Nm^3/h şi cu trei ore pentru 1 500 Nm^3/h oxigen insuflat. Producţia orară creşte deci cu 24 — 34%.

Îmbunătăţirea calităţii sculelor turnate din oţeluri înalt aliate. În : Techniques mondiales, noiembrie, 1961.

Sculele turnate din oţeluri înalt aliate au un preţ de cost mai scăzut decît cele forjate, deoarece la confecţionarea lor se economiseşte atît material cît şi manoperă ; ele au însă o durată de viaţă mai scurtă decît cele forjate.

Pentru remedierea acestui inconvenient, s-a folosit un tratament termic care constă dintr-o recoacere la 1050-1200°C, timp de 1—8 ore, efectuată înainte de tratamentul termic obişnuit, prin care se pot obţine scule turnate din oţeluri înalt aliate mai ieftine şi mai durabile decît cele forjate.

Această recoacere, aplicabilă la toate oţelurile de scule cunoscute, prelungeşte foarte mult durata de viaţă a sculelor, în special a celor confecţionate din oţeluri înalt aliate cu cobalt. S-au efectuat încercări cu un oţel înalt aliat conţinînd 1,65% C, 12,5% W, 4% Cr, 4% V şi 5% Co ; sculele turnate din acest oţel au fost recoapte, o oră, la 1100°C, apoi răcite în aer, înainte de a fi tratate termic prin încălzire la 850°C, apoi la 1250°C în baia de săruri, călire în ulei şi două reveniri, timp de o oră fiecare, la 570°C. Aceste scule au frezat 2400 m aşchie, în timp ce acelea la a căror confecţionare a fost omisă recoacerea nu au frezat decît 1 000 m aşchie.

Reducerea coroziunii în motoarele Diesel. În : Techniques mondiales, noiembrie, 1961.

În cele mai multe cazuri, cilindrii motoarelor cu ardere internă şi în special cei ai motoarelor Diesel se cromează, pentru a se micşora uzura mecanică ; deoarece se folosesc în măsură din ce în ce mai mare uleiuri care conţin sulf (în special la motoarele marine), stratul protector de crom nu rezistă la atacul vaporilor de acid sulfuric produşi de aceste uleiuri. Încercările efectuate au arătat că acest atac este provocat sau accelerat de fenomene galvanice.

Astfel, sistemul alcătuit din peretele cromat al cilindrului, filmul de ulei acid şi segmentul din fontă al pistonului (sau chiar pistonul) constituie un ansamblu care, pus în scurtcircuit, poate provoca dizolvarea parţială sau coroziunea unuia dintre cei doi poli, a stratului de crom sau a celui de fontă.

Pentru remedierea acestui inconvenient s-a căutat să se prevină coroziunea, împiedicîndu-se punerea în scurtcircuit ; aceasta s-a realizat izolînd electric pistoanele de biele, cu ajutorul unor adaosuri de nylon sau alte răşini sintetice. Prin aceasta, coroziunea, deşi nu este total înlăturată, este mult întîrziată.

Arzător cu flacără stabilă pentru temperaturi înalte. În : Techniques mondiales, noiembrie, 1961.

În mod obişnuit se stabilizează flacăra unui arzător cu ajutorul unei conducte de alimentare auxiliare, care nu este eficace decît într-un domeniu restrîns de condiţii de funcţionare.

În Franţa s-a obţinut o stabilizare mai bună a flăcării cu un nou tip de arzător la care stabilizarea flăcării, efectuată la ieşirea din arzător, este realizată printr-o mărire bruscă a entropiei, adică printr-o creştere bruscă a vitezei în timpul unei destinderi adiabatice a compuşilor amestecului combustibil. Aceste condiţii au fost realizate printr-o configuraţie specială a arzătorului, astfel încît în curentul de fluid care se scurge cu o viteză supersonică apare o undă de şoc.

Acest arzător este prevăzut cu două conducte coaxiale prin care sînt aduse combustibilul şi aerul; conducta centrală se termină la cîţiva milimetri după strangularea tubului Venturi aşezat la extremitatea conductei exterioare; partea divergentă a tubului Venturi, care are o suprafaţă interioară perfect netedă şi o lungime mare, permite fluidului să se destindă la o presiune mai mică decît cea ambiantă, şi este prevăzută la extremitatea sa cu o discontinuitate de profil care creează o undă de şoc; în aval, presiunea creşte cu scăderea vitezei sub cea a sunetului. În acest mod, la ieşirea din arzător se realizează condiţiile unei arderi stabile pentru un combustibil lichid.

Dispozitiv montat pe presă pentru gradarea discurilor. În: La machine moderne, decembrie, 1961.

Gradarea diferitelor discuri necesare în instalaţiile de experimentare nu justifică întotdeauna achiziţionarea de maşini, matriţe sau dispozitive speciale. În figură este arătat un dispozitiv simplu, prin care se pot imprima gradaţii sau diferite cifre pe astfel de discuri.

Piesa care trebuie gradată se montează între vîrfuri pe un divizor fixat pe o presă orizontală. Un portpoanson special universal este apoi strîns între două inele striate pe una din feţe, montate pe broşa frezei. Fiecare poanson este menţinut şi ghidat într-o crestătură a acestui portpoanson, care este aşezat vertical deasupra piesei. Imprimarea se obţine dînd o lovitură de ciocan pe poanson, după ce discul a fost rotit în poziţia dorită.

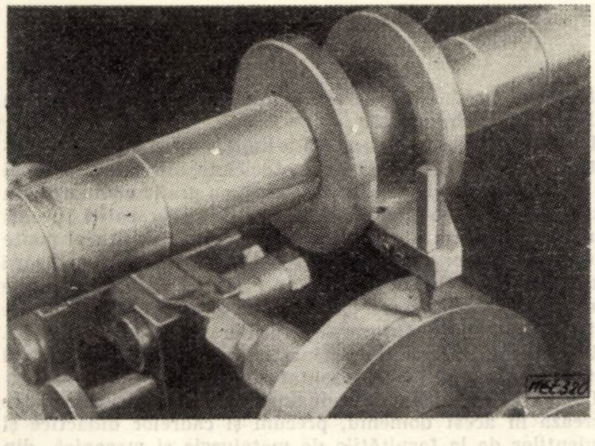


Fig. 1.

Portpoansonul din oţel aliat este călit şi crestătura este rectificată. Un resort plat reţine poansonul în poziţia dorită. Poansoanele folosite sînt rectificate plan pe ambele părţi, pentru a putea fi potrivite în crestătură. Inelele de strîngere sînt confecţionate din oţel moale şi sînt cementate după ce s-au efectuat rizurile, pentru a se evita uzura lor.

Izolări anodice flexibile depuse pe aluminiu. În: Techniques mondiales, noiembrie, 1961.

La confecţionarea produselor din aluminiu pentru motoarele electrice, este necesar ca izolările să aibă bune proprietăţi dielectrice şi în acelaşi timp să fie şi flexibile. Pînă în prezent s-au folosit diferite metode, dar nu s-au putut obţine straturi izolante fără pori, şi care să păstreze proprietăţile dielectrice necesare, atunci cînd sînt puternic îndoite.

De curînd a fost brevetat un procedeu prin care se pot obţine izolări corespunzătoare. Acesta constă în efectuarea unei depuneri într-o baie anodică, de formulă obişnuită, cu 0,1 ÷ 10% săruri şi cel puţin 0,2% acid organic într-o soluţie de acid sulfuric (5—7% în greutate); sarea metalică poate fi o clorură de sodiu, de potasiu, de litiu sau de calciu, o iodură de potasiu sau de calciu, sau o bromură de sodiu; ca acid organic se pot folosi acizii oxalic, malonic, succinic şi glutanic.

O reţetă obişnuită este formată din 17% acid sulfuric cu circa 0,5% clorură de sodiu sau cu 2% acid oxalic.

Se poate folosi o sursă de curent continuu sau alternativ (este preferabil curentul continuu, care asigură o calitate superioară a stratului, la o densitate de curent mai mică decît aceea a curentului alternativ). Temperatura băii este de 20—35°C. Depunerile se efectuează în circa 30 s.

Straturile astfel depuse aderă puternic pe tabla sau sîrma de aluminiu care pot fi îndoite cu raze de curbură de 4—5 ori grosimea tablei sau sîrmei, fără a se deteriora izolantul (izolările efectuate în mod obişnuit se deteriorează la îndoiri cu o rază de curbură de 15 ori grosimea sîrmei sau a tablei).

Aparat pentru tăierea şi lustruirea materialelor dure, casante. În: La machine moderne, nr. 633, decembrie, 1961.

Recent a fost conceput un aparat denumit „Airbrasive", care îndeplineşte o serie de operaţii cu ajutorul unui jet de particule abrazive, foarte fine, dirijate cu viteze supersonice, cu ajutorul unui gaz, prin duze foarte mici.

Aparatul permite tăierea fără încălzire şi şocuri sau lustruirea materialelor dure şi casabile. Este uşor transportabil şi nu are o greutate mare. Aparatul nu vine niciodată în contact cu piesa. Cantitatea redusă de căldură ce se degajă este imediat împrăştiată de către gazul propulsor. Aparatul „Airbrasive" asigură un înalt grad de precizie, fiind uşor controlabil.

Posibilităţile de utilizare pot fi multiple, fie ca instrument portabil, fie ca unealtă automată de producţie. Pentru multiplele operaţii de curăţare, aparatul portabil este mult mai practic; dimpotrivă, operaţiile mai complexe, cum ar fi trasarea unei linii de contact pe bobinajul unui potenţiometru sau crestarea în poziţii precise a unui element semiconductor, se efectuează în condiţii mai bune, utilizîndu-se aparatul fixat într-un montaj stabil.

În laboratoarele de cercetare, aparatul poate fi întrebuinţat pentru încercarea rezistenţei la abraziune a diferitelor materiale. În aceste cazuri, el menţine viteza de proiectare a abrazivului în limite foarte înguste.

Folosirea aparatului nu prezintă nici un pericol pentru operatori şi nu sînt necesare măsuri de protecţie a muncii.

Tăierea electrică a conductoarelor multifilare cu sudarea simultană a firelor la capetele tăiate. În: Svarocinoe proizvodstvo, nr. 8, 1961.

În ramurile industriei electrotehnice, care utilizează conductoare multifilare, este importantă tăierea acestora la o anumită lungime şi prelucrarea capetelor tăiate, pentru a se evita desrăsucirea la introducerea capetelor în găuri. Procedeele existente pentru tăierea şi lipirea firelor la capete sînt imperfecte: tăierea mecanică este însoţită de desrăsucirea şi încurcarea firelor la capetele tăiate, dacă ele nu sînt imediat cositorite, operaţie care măreşte preţul de cost. Se foloseşte

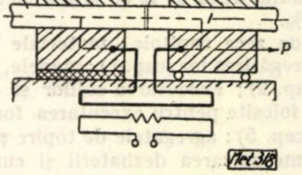


Fig. 1. Schema procesului de tăiere a elementelor multifilare cu sudarea simultană monolită a firelor capetelor retezate.

o metodă mai eficace prin sudarea prealabilă într-un monolit a firelor între electrozii unei maşini de sudat prin puncte, după care locul sudat se taie mecanic. Inconvenientul acestui procedeu este ovalizarea capetelor tăiate.

S-a elaborat un nou procedeu de tăiere electrică a elementelor multifilare cu sudarea simultană monolită a firelor la capetele tăiate. Tăierea se face prin strîngerea elementului multifilar *1* între fălcile unei maşini pentru sudare cap la cap, după care se trece un curent de densitate mare (fig. 1) care încălzeşte zona *A*, situată între fălci. Sub acţiunea forţei *P*, aplicată la capătul de strîngere mobil *2* al maşinii, care întinde elementul multifilar, are loc ruperea în zona *A* de încălzire maximă.

Prin imprimarea forţei *P* apar solicitări de compresiune transversală, care, la temperatura mare pe care o are zona *A*, creează condiţii pentru sudarea firelor între ele. Prin varierea parametrilor procesului poate fi asigurat un regim corect pentru realizarea unei tăieturi de calitate. Principalii parametri ai procesului sînt: curentul de sudare, forţa de întindere *P*, forţa de strîngere *Q* a elementului între fălci, distanţa dintre fălci *a*, cursa activă a capului de stîngere mobil, tensiunea secundară *V* şi timpul de trecere a curentului. Densitatea curentului este parametrul cel mai important, deoarece mărirea ei duce la micşorarea duratei procesului. În acest caz, sudarea firelor la capetele tăiate se produce într-o măsură mai mare prin topirea lor. Mărirea prea mare a curentului duce la împroşcarea intensă a metalului topit în momentul ruperii. O dată cu mărirea forţei de întindere *P* a elementului multifilar, ruperea se produce la temperaturi mai joase; în acest caz se micşorează gradul de topire a capetelor şi rezistenţa îmbinării firelor. Forţa de strîngere *Q* se alege astfel, încît să asigure un contact electric bun şi să evite alunecarea ($Q = 2-2{,}5\,P$). Micşorarea lungimii de prindere duce la o oarecare micşorare a timpului de încălzire, dar o micşorare exagerată a lungimii de prindere poate duce la împroşcări şi poate fi însoţită de sudarea unor fire la capetele fălcilor. Cursa activă a capătului de strîngere mobil al maşinii trebuie să asigure întinderea elementului tăiat şi îndepărtarea capului mobil cu 2—3 mm, după ruperea acestuia. Durata de trecere a curentului depinde de densitatea curentului şi de forţa de întindere *P*. Reducerea timpului de încălzire micşorează gradul de oxidare a capetelor tăiate. Fălcile de strîngere se confecţionează din cupru, care are o durabilitate suficientă pentru acest proces de tăiere. Pentru tăierea unui cablu multifilar din cupru de 1,3 mm diametru, format din şapte coloane a cîte 43 de fire fiecare, se foloseşte: curent de 4 000 — 4 200 A, tensiunea secundară 1,9 V, forţa de întindere 20 kg, durata de trecere a curentului 0,06—0,08 s, cursa activă a capătului mobil 1,5 — 2 mm.

Recenzii

A. N. FIRSTOV, F. I. SMIRNOV, M. M. BUDÎLIN: Mehanizaţiia litia v obolocikovie formî (Mecanizarea turnării în forme-coji). Kiev, Maşghiz, 1960.

În Uniunea Sovietică turnarea de precizie se foloseşte pe scară tot mai largă. Pînă în anul 1965 — la sfîrşitul septenalului — producţia de piese turnate prin diferite metode de precizie va creşte de 6—7 ori. Dintre aceste metode, turnarea în forme-coji de bachelită ocupă un loc deosebit, datorită posibilităţii mecanizării şi automatizării procesului tehnologic. Eficacitatea acestei metode este maximă în condiţiile unei producţii de serii mari şi de masă, cînd devine rentabilă mecanizarea şi automatizarea nu numai a unor operaţii izolate, ci a întregului ciclu de executare a pieselor turnate.

În lucrarea lui A. I. Firstov, F. I. Smirnov şi M. M. Budîlin se prezintă experienţa înaintată în acest domeniu a Uzinei de motociclete din Kiev, precum şi a altor uzine importante din Uniunea Sovietică.

În lucrare se acordă atenţie atît proceselor tehnologice specifice, cît mai ales descrierii maşinilor şi agregatelor cu productivitate înaltă, a instalaţiilor de tip carusel şi a liniilor tehnologice complet mecanizate folosite în unele turnătorii. Astfel, la Uzina de motociclete din Kiev lucrează o linie mecanizată pentru turnarea pieselor de motociclete (unele dintre ele destul de complicate, ca de exemplu cilindrul cu aripioare al motorului). Turnarea în coji de bachelită a dus la micşorarea greutăţii pieselor cu 8,7%, la creşterea randamentelor în folosirea metalului de la 69 la 80% şi a metalului lichid — de la 52 la 58%.

Cartea cuprinde zece capitole: materiale de formare şi utilajul pentru pregătirea lor (cap. 1); modele, plăci de model, cutii de miez (cap. 2); executarea cojilor şi asamblarea lor (cap. 3); maşini folosite pentru executarea formelor (cap. 4) şi a miezurilor (cap. 5); agregatele de topire şi topirea metalului (cap. 6); mecanizarea dezbaterii şi curăţării pieselor turnate (cap. 7); linii mecanizate şi semiautomate de turnare în forme-coji (cap. 8); tehnica securităţii muncii (cap. 9) şi indicatorii tehnico-economici ai procesului de turnare în forme-coji (cap. 10). După cum se vede, lucrarea cuprinde cele mai importante probleme privind aplicarea acestui proces. În afară de aceasta se prezintă comparativ caracteristicile celor mai noi şi mai productive agregate folosite în prezent atît în U.R.S.S. cît şi în alte ţări.

Din prezentarea comparativă a liniilor mecanizate şi semiautomatizate de la uzina de motociclete din Kiev, a liniei de turnare a arborilor cotiţi din fontă cu grafit nodular de la Uzina de automobile din Gorki şi a arborilor cotiţi turnaţi din oţel de la una dintre uzinele din S.U.A., cititorul poate să desprindă uşor orientarea actuală în domeniul mecanizării procesului de fabricare şi turnare în coji de bachelită. Se dau elementele necesare privind dezvoltarea procedeului pe linia automatizării tuturor operaţiilor principale (cap. 8).

Lucrarea este scrisă la un înalt nivel tehnic şi într-un stil concis; materialul este prezentat sistematic.

Cartea este recomandată inginerilor şi tehnicienilor care lucrează în acest domeniu, precum şi cadrelor didactice şi studenţilor de la facultăţile de metalurgie şi mecanică, din secţiile de prelucrare la cald.

Întrucît în ţara noastră se depun în prezent eforturi importante în vederea aplicării pe scară mai largă a procedeului de turnare în coji de bachelită, considerăm că apariţia acestei lucrări este binevenită, contribuind la lămurirea multor probleme care preocupă pe specialiştii noştri.

Ing. **L. Sofroni**

N. ŢIPEI, V. N. CONSTANTINESCU, AL. NICA şi O. BIŢĂ: Lagăre cu alunecare. Bucureşti, Editura Academiei R.P.R., 1961, 435 pag.

Aruncînd o privire asupra ansamblului maşinilor de toate categoriile, se constată existenţa unui important organ comun şi anume lagărele. Dintre acestea cele mai utilizate sînt lagărele cu alunecare.

Pînă acum calculul şi proiectarea acestor lagăre se bazau pe metode aproximative, întrucît problema lubrificaţiei nu fusese studiată cu toată rigoarea ştiinţifică.

Această lipsă a fost remediată prin apariţia unor lucrări tratînd despre teoria hidrodinamică a ungerii şi aplicaţiile ei. Dintre acestea, lucrarea ,,Hidroaerodinamica lubrificaţiei" de N. Tipei, apărută în 1957, ocupă un loc deosebit în literatura tehnică mondială, prin amploarea materialului prezentat, originalitatea rezultatelor şi urmărirea soluţiilor pînă la forma în care pot fi utilizate pentru calculul şi proiectarea lagărelor. Acestea sînt tocmai aspectele redate în lucrarea ,,Lagăre cu alunecare", pe baza unui important material teoretic şi experimental, acumulat în cursul unor îndelungate şi fructuoase cercetări, astfel încît autorii publică o lucrare cu un înalt nivel tehnico-ştiinţific, care de fapt este o continuare a volumului ,,Hidroaerodinamica lubrificaţiei".

Capitolul I cuprinde consideraţii generale asupra alegerii tipului de lagăr şi elementele principale care intervin în calculul lagărelor cu alunecare.

O sinteză a teoriei hidrodinamice a lubrificaţiei este expusă în capitolul II, care tratează despre regimurile de ungere, ecuaţiile lubrificaţiei şi lubrificaţia în regim hidrodinamic turbulent.

Următoarele patru capitole conţin ample expuneri asupra diferitelor categorii de lagăre cu alunecare, ca de exemplu: lagăre circulare, radiale, axiale şi lagăre funcţionînd în regim turbulent. La fiecare categorie se studiază variaţia parametrilor caracteristici: distribuţia presiunilor, debitele de lubrifiant, regimul termic, frecările în lagăr etc., stabilindu-se metode de calcul şi de proiectare a acestor lagăre.

Capitolul VII tratează despre vibraţiile lagărelor în diferite cazuri, dîndu-se indicaţii pentru combaterea lor.

Capitolul VIII se ocupă de caracteristicile şi alegerea materialelor care intră în construcţia lagărelor cu alunecare, trecînd în revistă diferitele categorii de materiale clasice, precum şi cele din domeniul tehnicii noi, cum sînt materialele poroase, obţinute prin metalizare sau sinterizare, masele plastice, cauciucul etc.

În capitolul IX se examinează caracteristicile şi criteriile de alegere a lubrifianţilor, a căror influenţă este hotărîtoare pentru buna funcţionare a lagărelor.

Capitolul X tratează despre alimentarea cu lubrifiant a lagărelor cu alunecare, examinînd diferite sisteme de alimentare, atît fără presiune, cît şi sub presiune, lagărele impregnate, ungerea cu lubrifianţi solizi şi lagărele din materiale care nu necesită ungere.

În capitolul XI se studiază uzura lagărelor cu alunecare, diferitele sale manifestări şi aspectul geometric al uzurii, rodajul lagărelor, aprecierea şi măsurarea uzurii.

În ultimul capitol este tratată problema încercării lagărelor, pentru diferite regimuri de lucru, stabilindu-se criteriile de similitudine necesare extinderii rezultatelor de la model la lagărul real.

*

Parcurgînd lucrarea recenzată, se constată că ea răspunde principalelor probleme din domeniul lagărelor cu alunecare: calculul şi proiectarea, alegerea tipurilor de lagăre şi a materialelor de construcţie, studiul lubrifianţilor, uzura şi încercarea lagărelor.

Spre deosebire de alte lucrări anterioare, autorii volumului ,,Lagăre cu alunecare" au elaborat metode practice de calcul şi de proiectare bazate pe rezultatele celor mai noi cercetări tehnico-ştiinţifice, luînd în considerare unii parametri neglijaţi pînă acum, cum ar fi: variaţia viscozităţii lubrifiantului, influenţa poziţiei şi geometriei orificiului de alimentare cu ulei, problema dilatărilor, determinarea jocului real şi a jocului minim admisibil, studiul energetic (termic) al lagărelor etc.

Este evident că, pentru a se ţine seama şi de aceşti parametri, formulele şi metodele de calcul indicate pot să pară uneori mai complicate decît cele folosite pînă în prezent, dar aceasta este necesar pentru a se ajunge la o proiectare mai precisă şi raţională, precum şi la o utilizare mai judicioasă şi sigură a lagărelor cu alunecare. Drept compensaţie se obţin avantaje substanţiale în privinţa economiei de materiale, randamentului şi securităţii de funcţionare.

Lucrarea se adresează în egală măsură personalului tehnic din institutele de proiectări şi din sectoarele de proiectare organizate pe lîngă unele întreprinderi din domeniul construcţiei de maşini, inginerilor din institutele de cercetări tehnico-ştiinţifice interesaţi de problema lagărelor, precum şi cadrelor didactice şi studenţilor din ultimii ani de la institutele de învăţămînt tehnic superior.

Apariţia lucrării ,,Lagăre cu alunecare" constituie un eveniment deosebit pentru literatura tehnică din R.P.R., fiind, după cunoştinţele noastre, cea mai completă lucrare de acest gen din literatura mondială de specialitate.

V. Marcu

---

informaţii

Aparat pentru măsurarea temperaturii în cuptoarele Martin

La Combinatul metalurgic ,,V. I Lenin" din Nowa Hutta (R.P.P.) s-a construit un aparat special pentru determinarea temperaturii oţelului în cuptoarele Martin.

Aparatul este cufundat în metalul lichid din cuptor timp de 15—20 s, măsurîndu-se temperatura oţelului în mod automat cu ajutorul unui condensator electrolitic.

Maşină poloneză de rectificat

La uzina de utilaj metalurgic din Poremba (R.P.P.) s-a construit o maşină de rectificat de 110 t.

Maşina poate rectifica cilindri de laminor cu greutatea de 70 t, lungimea de 6 m şi diametrul între 35 şi 160 cm.

Oţelari electronici

În laboratorul central pentru automatizarea industriei siderurgice din U.R.S.S. a fost realizat un model de cuptor electronic pentru elaborarea oţelului.

Conectat la un cuptor electric, modelul permite să se controleze fără întrerupere şi de la distanţă, pe fiecare electrod, tensiunea şi puterea curentului în timpul şarjei şi să se măsoare pierderile în reţea.

Un oţelar care urmăreşte indicaţiile acestui înregistrator automat poate constata, cu mai multă precizie decît înainte, ce se întîmplă în cuptor în orice moment.

Inginerii de la acest laborator studiază de cîţiva ani problemele automatizării cuptoarelor pentru elaborarea oţelului. Ei au construit, printre altele, aparate care măsoară automat temperatura metalului în stare fluidă şi controlează temperatura pereţilor cuptorului, semnalizînd atunci cînd există pericol de supraîncălzire şi de distrugere a pereţilor.

A fost elaborat un proiect de cuptor electric automat experimental cu o capacitate de 20 t. în care vor fi automatizate şi mecanizate toate operaţiile tehnologice şi electrice principale.

Primul turboalternator polonez de 125 MW

Întreprinderea mecanică Zamech (R. P. Polonă) a terminat construcţia primului turboalternator cu o putere de 125 MW. Pînă în prezent se construiau turbine de 25 şi 50 MW.

În planul economic actual (1961—1965) producţia poloneză de turbine va creşte simţitor. Dacă producţia globală de turbine în anul 1959 nu se ridica decît la 37 MW, în anul 1960 se ridica la 186 MW, în anul 1961 a fost de două ori mai mare, iar în anul 1965 ea va fi de 600 MW.

Industria poloneză se pregăteşte să construiască turbine de 300 MW.

Un nou petrolier pentru liniile oceanice poloneze

Şantierul naval din Gdansk (R. P. Polonă) a lansat la 11 decembrie 1961 un petrolier de 18 000 t, destinat armatorului polonez ,,Lignes Océaniques Polonaises (PLO)". Acesta este al treilea vas de acest tip, construit la şantierul din Gdansk. Primul petrolier, motonava „Profesor Huber”, a fost lansat în iunie 1960.

Electroagregat pentru pompat apa din puțurile adînci

Uzina constructoare de mașini din Vidin (R. P. Bulgaria) a realizat primul electroagregat mare pentru pompat apa din puțurile adînci. Agregatul de pompare are forma unui proiectil lunguieț și are un debit de 300 l/min. Cu ajutorul lui se poate pompa apa de la o adîncime de 75 m. Spre deosebire de alte agregate similare din alte țări, motorul electric, cuplat cu pompă cu ajutorul unui dispozitiv de aspirat și al unor bucșe de legătură, este descoperit și apa trece prin el, răcindu-i piesele, fără să dăuneze bobinelor și conductoarelor.

Peste 200 000 inovații într-un an

În anul 1961, mișcarea de inovații a cunoscut o dezvoltare intensă în R. P. Ungară. Oamenii muncii din industrie și agricultură au prezentat, în cursul anului trecut, peste 200 000 de inovații, de pe urma cărora, potrivit calculelor preliminare, vor rezulta economii în valoare de peste două miliarde forinți. În același timp, nivelul tehnic și eficiența economică a inovațiilor a înregistrat o creștere însemnată față de anii precedenți.

Un nou furnal la Nowa Hutta

Recent la combinatul metalurgic „V. I. Lenin” de la Nowa Hutta (R.P. Polonă) a intrat în funcțiune cel de-al patrulea furnal. În anul 1962, noul furnal va da economiei naționale a Poloniei circa 750 000 t de metal.

Prin darea în exploatare a celui de-al patrulea furnal, s-a încheiat prima etapă a lucrărilor de construcție ale combinatului.

În decurs de zece ani, la combinatul din Nowa Hutta au fost construite 240 de diferite obiective care permit de pe acum întreprinderii să producă anual 2 000 000 t de oțel.

La sfîrșitul actualului plan cincinal, combinatul metalurgic „V. I. Lenin” de la Nowa Hutta va produce 3 500 000 t oțel, adică de circa două ori și jumătate mai mult oțel decît producea întreaga industrie metalurgică a Poloniei burghezo-moșierești.

Succesele constructorilor navali din R. D. Germană

În anul 1961, la șantierele navale din R. D. Germană au fost construite 300 de nave (vapoare maritime mari de călători, nave de pescuit și comerciale). Astăzi, nave sub pavilionul R.D.G. fac curse în cele mai diferite regiuni ale globului. Flota comercială a R. D. Germane numără în prezent 61 de nave cu un deplasament total de peste 300 000 t.

Succesele constructorilor navali germani sînt cu atît mai importante dacă ținem seamă de faptul că în R. D. G. industria navală a fost creată în anii puterii populare; înainte, pe teritoriul Germaniei răsăritene existau doar cîteva mici șantiere, unde se construiau numai nave fluviale, șalupe cu motor sau mici ambarcațiuni pescărești.

Astăzi însă există mari șantiere navale la Rostock, Stralsund, Wismar, înzestrate cu puternice macarale și cu cel mai modern utilaj. De pildă, șantierele Warnow din Rostock posedă cea mai mare cală de lansare din Europa.

Constructorii navali din R.D.G. depun eforturi pentru ridicarea productivității muncii, reducerea termenului de construcție a navelor și pentru reducerea prețului de cost.

Îndeplinind sarcinile prevăzute în planul septenal de dezvoltare a economiei naționale, constructorii navali din R.D.G. au început încă din anul 1961 să construiască noi tipuri de nave. De exemplu, șantierul Warnow a început să construiască nave cu un deplasament de 13 000 t înzestrate cu motoare de peste 8 000 CP. La șantierul naval „Mathias Thesen” s-a și construit prima navă de călători, cu un deplasament de 19 000 t.

Primul combinat metalurgic din R. P. Mongolă

Prin prospectările geologice efectuate în R. P. Mongolă s-a constatat că rezervele de huilă, materiale de construcții și minereu de fier se ridică la miliarde de tone.

În cîteva regiuni ale republicii au fost descoperite circa 25 zăcăminte de minereuri de fier, dintre care cel mai mare este cel de la Tamirtin, ale cărui rezerve sînt evaluate la 200 mil. t. Există, de asemenea, zăcăminte care, deși în privința rezervelor sînt mai mici decît alte categorii de zăcăminte, sînt totuși mai avantajoase din punctul de vedere al posibilităților de exploatare. Printre acestea din urmă se numără și mina de la Darhan, ale cărei rezerve, potrivit unor calcule preliminare, se cifrează la 18—20 mil. t de minereu, cu un conținut excepțional de mare de fier. Faptul că mina Darhan este situată în imediata apropiere de principala arteră feroviară a țării o face și mai rentabilă pentru exploatare.

Tocmai de aceea specialiștii mongoli au ajuns la concluzia că aici este locul cel mai indicat pentru crearea primului combinat metalurgic al R. P. Mongole. Proiectarea ca și alte lucrări pregătitoare în vederea construirii combinatului au și început, și întreprinderea va fi terminată încă în cursul actualului plan cincinal, adică pînă în anul 1965.

LINIE AUTOMATĂ PENTRU PIESE DIN MASE PLASTICE

La Institutul unional de cercetări științifice în domeniul tehnologiei construcției de mașini și aparate electrice din Harkov a fost construită o linie automată rulantă cu ajutorul căreia productivitatea muncii crește de peste 29 de ori.

Linia este destinată pentru executarea unor piese din mase plastice după metoda turnării. Ea poate înlocui 30 de prese hidraulice de 100 t.

La uzina experimentală a institutului se construiește o altă linie automată rulantă proiectată aici. Ea va produce armături metaloceramice pentru electromagneți. Productivitatea muncii va crește de aproape 20 de ori.

ECONOMISIREA MATERIILOR PRIME LA COMBINATUL METALURGIC DIN OZD

În nord-estul R. P. Ungare, într-o vale îngustă de la poalele munților Bükk, se află Combinatul metalurgic din Ozd. Cei 13 000 de muncitori ai combinatului, preocupați de a realiza cît mai multe economii, luptă pentru reducerea consumului de materie primă în producția de laminate.

La turnarea oțelului în partea superioară a lingoului se formează un gol, o scobitură, și, dacă este prea adîncă, lingoul nu mai poate fi laminat. Raționalizatorii au hotărît să reducă scobitura la minimum.

Au fost prezentate numeroase propuneri; în urma aplicării lor, consumul de lingouri de oțel pentru producerea unei tone de laminate s-a redus de la an la an. Astfel, dacă în anul 1955 pentru o tonă de laminate se foloseau 1 346 kg de oțel, în anul 1958 s-au folosit numai 1 282 kg.

A fost elaborată o metodă nouă, mai perfecționată, de micșorare a golurilor în lingourile de oțel. Astfel s-a propus să se modifice dimensiunile cochilelor, și, ceea ce este mai important, cochilele să fie suflate cu un amestec de ferosiliciu și nitrat de natriu. Temperatura înaltă care se dezvoltă cu acest prilej menține partea superioară a lingoului în stare lichidă mai mult timp și scobitura se micșorează, oțelul umplînd golul.

Experiențele de laborator și în condițiile producției au dovedit eficiența noii metode: s-a reușit să se economisească la fiecare lingou cîte 145 kg de oțel. Din oțelul economisit s-au produs în decurs de un an zece mii tone de laminate, și întreprinderea a realizat un beneficiu suplimentar de aproximativ 8 milioane forinți.

Între timp, alți doi specialiști ai uzinei au căutat noi căi pentru reducerea consumului de oțel. Prin aplicarea propunerilor lor, cantitatea de oțel folosită pentru obținerea unei tone de laminate va putea fi redusă cu încă 12 kg, realizîndu-se anual economii de alte 6 000—7 000 t de oțel.

BISMUTUL CA ÎNLOCUITOR AL TELURULUI

Turnarea oțelului într-o formă este însoțită uneori de apariția unor zone locale cu o temperatură mai ridicată, și ca urmare piesa turnată capătă porozități.

Aceste defecte se înlătură prin acoperirea zonelor respective în formă cu o vopsea ce conține telur care are însă o serie de efecte suplimentare negative și anume: aerul capătă un miros neplăcut, acțiunea de răcire a vopselei nu se limitează întotdeauna la zonele pe care a fost aplicată, grafitul din piesa turnată se fărîmițează, ceea ce are o influență neplăcută asupra calității mecanice a piesei.

Cercetările au arătat că în locul telurului se poate folosi bismutul, care nu dă aerului un miros neplăcut și este mai ieftin. Bismutul are avantaje evidente, însă este necesar totuși să se dea atenție atunci cînd metalul tratat cu bismut se trimite dintr-un motiv sau altul la fier vechi, deoarece la retopirea acestor piese vechi se pot obține produse de calitate inferioară.

ACOPERIRI METALICE CU PULBERE

Mărirea rezistenței pieselor metalice la frecare, abraziune, eroziune și coroziune se asigură de obicei prin aplicarea pe aceste piese a unor straturi dure de acoperire constituite din carbură de wolfram, din aliaje de cobalt și nichel. Pînă în prezent, aceasta se făcea cu ajutorul sîrmei de sudat, precum și cu alte metode anevoioase. În ultima vreme s-a trecut la aplicarea straturilor dure de acoperire prin folosirea pulberilor, ceea ce permite să se acopere piesele cu ajutorul oricărui metalizator cu flacără. Această metodă este rapidă, eficientă și asigură un control vizual sigur asupra grosimii stratului de acoperire și aspectului exterior, precum și formarea de straturi de acoperire de bună calitate la temperaturi mult mai joase.

Aplicarea straturilor de acoperire prin metoda cu flacără se face pentru piese foarte subțiri, care se pot deforma, și pentru alte piese de precizie. În esență, pulverizatorul cu flacără constituie un arzător manual oxiacetilenic, prevăzut cu o țeavă prin care aliajul în formă de pulbere se introduce printr-o pîlnie așezată deasupra. Cînd arzătorul se desprinde, gazele care se îndreaptă spre vîrful lui antrenează metalul pulverizat în flacără. Flacăra oxiacetilenică transformă aliajul în picături semitopite tocmai înainte de depunerea lor pe piese. Particulele de pulbere au o formă sferică care asigură o curgere bună și o suprafață minimă. Lovindu-se de suprafață, particulele se turtesc și umplu asperitățile, aderînd la suprafața metalului pe care sînt depuse.

Acoperirea cu pulbere prin metoda cu flacără se utilizează pe scară largă în industria de automobile, industria aeronautică, în producția de aparate, în industria electronică și cea constructoare de mașini. Această metodă se aplică, de asemenea, pentru regenerarea pieselor uzate.

Puritatea aliajului pulverulent exercită o mare influență asupra calității acoperirii cu flacără. Dimensiunile particulelor sînt foarte limitate: particule mari pentru metale cu punct de topire scăzut și mici pentru metale cu punct de topire mai ridicat.

Pentru obținerea rezultatelor optime se recomandă de obicei ca bază pentru acoperirea dură un oțel carbon cu un conținut de 0,35–0,55% carbon.

DISPOZITIV PENTRU MICȘORAREA VITEZEI AUTOTRACTOARELOR

Pentru micșorarea vitezei autotractoarelor existente a fost elaborat un dispozitiv special care se montează în interiorul genții de 24", fără a deranja funcționarea transmisiei principale și a cutiei de viteze. Raportul de transmitere al dispozitivului poate fi ales în gama 2 : 1 pînă la 100 : 1. Prin folosirea acestui dispozitiv nu se măresc solicitările organelor de transmisie, iar pentru frînare sînt necesare eforturi normale. Dispozitivul este alcătuit din două perechi de roți de lanț, legate între ele. Pe flanșa semiosiei este fixată prima roată de lanț mare. Aceasta este legată cu una din cele două roți de lanț mici, care sînt așezate liber pe discul fixat pe ax și care se rotesc paralel cu axul roții. Discul are funcția de roată conducătoare în transmisia planetară. De la cea de-a doua roată de lanț mică, fixată pe prima roată, mișcarea se transmite la cea de-a doua roată de lanț mare care este așezată coaxial cu prima, însă fixată pe bucșa genții. Acționarea transmisiei se face cu ajutorul unui manșon cu știfturi; știfturile sînt fixate pe circumferința celei de-a doua roți de lanț. Cînd știfturile sînt îndreptate spre interior, intră în funcțiune dispozitivul. Cînd știfturile sînt îndreptate spre exterior, piesele libere intră în butuc și cuplează bucșa genții cu semiosia, iar dispozitivul este decuplat.

Tematica revistei „Metalurgia şi construcţia de maşini" pe anul 1962

Metalurgie

— Din experienţa uzinelor din ţara noastră în domeniul cocsificării cărbunelui indigen.
— Realizări în construcţia şi exploatarea bateriilor şi cuptoarelor de cocsificare.
— Realizări în domeniul valorificării produselor cocseriilor.
— Stadiul actual în construcţia şi exploatarea furnalelor (inclusiv furnale electrice).
  — Experienţa folosirii gazului metan în furnalele Combinatului Siderurgic Hunedoara.
  — Experienţa trecerii furnalelor Combinatului Metalurgic Reşiţa la exploatarea cu presiune ridicată.
  — Căi noi în domeniul epurării gazului de furnal.
  — Reducerea directă cu ajutorul gazului metan a minereurilor şi concentratelor de fier.
— Probleme privind prepararea minereurilor indigene (aglomerarea, îmbogăţirea şi prăjirea).
— Căi noi în proiectarea utilajelor de deservire a furnalelor.
  — Construcţia şi acţionarea aparatelor de încărcare a furnalelor.
— Probleme ale tehnologiei fabricării fontelor în furnale.
  — Fonte de afinare.
  — Fonte de turnătorie.
  — Folosirea gazului metan etc.
— Valorificarea zgurelor de furnale.
— Stadiul actual în construcţia şi exploatarea cuptoarelor Martin şi electrice.
— Căi noi de elaborare a oţelurilor (procedeul LD, utilizarea oxigenului la cuptoarele Martin, electrice şi convertizor).
— Probleme ale tehnologiei elaborării oţelurilor turnate în lingouri.
— Metode noi de turnare a lingourilor şi semifabricatelor:
  — turnare sub vid;
  — turnarea continuă.
— Materiale refractare folosite în oţelării:
  — refractare rezistente la şoc termic.
— Oţeluri de înlocuire şi speciale.
— Producerea de feroaliaje din minereuri indigene.
  — Producerea feromanganului din minereuri sărace indigene.
— Orientări noi în dezvoltarea turnătoriilor:
  — specializarea turnătoriilor;
  — mecanizarea şi automatizarea în turnătorii;
  — mica mecanizare în turnătorii;
  — mecanizarea operaţiilor grele.
— Probleme privind tehnologia elaborării metalelor pentru turnarea pieselor:
  — realizări în domeniul turnării pieselor din fontă cu grafit nodular;
  — fabricarea oţelurilor semiacide pentru turnătorii;
  — funcţionarea cubilourilor cu răcire cu apă;
  — cubilou cu alimentare de aer prin redistribuire în zone de reducere;
  — folosirea aerului cald la cubilouri prin recuperarea căldurii;
  — noi realizări în domeniul folosirii gazului metan la elaborarea fontei în cubilouri;
  — metode avansate de rafinare a aliajelor pe bază de aluminiu.
— Probleme privind executarea formelor şi miezurilor:
  — folosirea bentonitei în amestecurile de formare;
  — folosirea maselotelor exotermice;
  — aplicarea întăririi chimice cu CO_2 la executarea formelor pentru turnarea oţelului şi fontei;
  — instalaţia de producere a CO_2 pentru întărirea chimică a miezurilor şi a formelor;
  — metodă nouă de preparare a amestecurilor izoterme pe bază de Al-Si, cu aplicaţii la executarea cămăşilor izoterme, folosind CO_2.
  — cercetări privind parametrii optimi pentru vibropresarea formelor;
  — transportul pneumatic al nisipurilor de turnătorie;
  — tehnologii moderne de formare a pieselor mari.
— Probleme privind tehnologia curăţării pieselor turnate:
  — aplicarea curăţării electrochimice a pieselor turnate.
— Probleme de control al pieselor turnate.
— Tratamente termice primare în turnătorie:
  — scurtarea ciclului de recoacere la obţinerea fontelor maleabile;
  — modificarea fontelor albe cu Bi, B, Al etc.;
  — recoacerea fontelor şi oţelurilor etc.
— Proiectarea şi construcţia utilajelor de turnătorie:
  — maşini de împuşcat miezuri;
  — aruncătoare centrifugale;
  — maşini automate de format.
— Probleme legate de materiile prime folosite în turnătorie:
  — calitatea fontelor brute în turnătorie;
  — combaterea eredităţii la fontele albe şi cenuşii;
  — tipizarea amestecurilor de formare;
  — lianţi economici.
— Probleme privind turnarea lingotierelor, cilindrilor de laminor, segmenţilor etc.
— Realizări în domeniul fabricării modelelor:
  — modele din răşini epoxidice.
— Specializarea liniilor de laminare în R.P.R.
— Automatizarea liniilor de laminare.
— Tendinţe noi în construcţia laminoarelor.
— Probleme de încălzire a laminatelor.
— Tendinţe noi în tehnologia laminatelor:
  — oţeluri slab aliate;
  — profile economice etc.
— Laminarea şi extruderea metalelor neferoase.
— Calitatea produselor.
— Rebuturile în laminare, clasificarea lor în funcţie de caracteristicile laminoarelor din ţară (în special la ţevi).
— Realizări în domeniul laminării ţevilor.
— Probleme privind fabricarea ţevilor prin sudare.
— Probleme privind trăgătoriile de bare şi sîrmă.
— Particularităţi tehnologice ale fabricării tablelor cu calităţi speciale (fizice, mecanice, chimice) de transformator, puternic anticorosive, antiacide, pentru construcţii navale.
— Mărirea productivităţii laminării: mărirea vitezei de laminare; sporirea reducerilor pe o trecere, automatizarea şi mecanizarea totală şi parţială, diferenţierea produselor laminate, mecanizarea şi automatizarea operaţiilor auxiliare laminării etc.
— Probleme de preîncălzire a laminatelor:
  — cuptoare cu indici ridicaţi, utilizarea gazului natural (în cuptoarele de laminare), mecanizarea şi automatizarea controlului temperaturii de încălzire a laminatelor.
— Probleme privind acoperirile de protecţie:
  — acoperiri metalice;
  — placări cu materiale plastice;
  — placări cu bimetale.
— Orientări noi în dezvoltarea forjelor în ţara noastră:
  — specializarea şi sistematizarea forjelor;
  — mecanizarea şi automatizarea proceselor de forjare.
— Proiectarea şi construcţia utilajelor noi de forje:
  — ciocane, matriţoare;
  — manipulatoare.
— Tehnologii noi de producere a pieselor forjate:
  — extruderea.
— Probleme privind încălzirea lingourilor şi semifabricatelor pentru forje:
  — încălzirea prin inducţie;
  — încălzirea în cuptoare cu atmosfere controlabile.

- Probleme ale fabricării şi utilizării matriţelor:
  - mărirea duratei de utilizare a matriţelor prin durificarea suprafeţelor active.
- Proiectarea şi construcţia utilajelor pentru forjare cu ajutorul curenţilor de inducţie.
- Orientări noi în construcţia şi exploatarea cuptoarelor de tratamente termice:
  - cuptoare continue.
- Mecanismul transformării izoterme a austenitei în oţeluri.
- Determinarea curbelor TTT la oţeluri şi utilitatea lor pentru practică.
- Criterii ştiinţifice pentru stabilirea schemelor de tratamente termice.
- Problema înlocuirii oţelurilor aliate cu elemente scumpe prin oţeluri mediu sau slab aliate, echivalente ca proprietăţi.
- Metode noi de tratamente termice de suprafaţă:
  - tratamente în băi de sodiu;
  - folosirea curenţilor de inducţie;
  - sulfizări, fosfatări etc.
- Proiectarea şi construcţia instalaţiilor de încălzire prin inducţie.
- Probleme energetice în metalurgie:
  - consumuri de energie;
  - valorificarea resurselor energetice secundare (gaz de furnal, gaz de cocs, recuperarea căldurii gazelor, răcirea fierbinte a gazelor etc.).
- Probleme privind calitatea produselor.
- Economia de metal în metalurgie:
  - profile economice;
  - profile periodice;
  - reducerea pierderilor la elaborare şi turnare;
  - reducerea adaosului de turnare;
  - laminate cu toleranţe restrînse;
  - profile din table sau benzi;
  - profile din oţeluri cu rezistenţe ridicate.
- Probleme de termotehnică în metalurgie.
- Metode şi aparataj de control al produselor metalurgice:
  - realizări în tehnica laboratoarelor de uzină: metode avansate de determinare a gazului din aliaje, a incluziunilor nemetalice, a proprietăţilor de turnare ale aliajelor etc.

Construcţia de maşini

1. *Problema creşterii randamentului şi a eficacităţii economice a instalaţiilor, precum şi a calităţii şi nivelului tehnic al produselor.*

2. *Probleme noi în legătură cu proiectarea maşinilor.*

Ridicarea performanţelor maşinilor şi agregatelor prin proiectare şi reproiectare:

- Micşorarea greutăţii proprii a maşinilor.
- Mărirea stabilităţii maşinilor şi reducerea vibraţiilor.
- Modernizarea maşinilor-unelte.
- Reducerea consumului specific de oţeluri şi metale neferoase prin folosirea oţelurilor speciale, a materialelor plastice şi a altor înlocuitori:
  - proprietăţi tehnologice ale oţelurilor speciale, ale maselor plastice şi ale altor înlocuitori:
    - execuţia sculelor necesare pentru prelucrarea lor.
    - eficienţa economică a folosirii lor.
    - caracteristicile oţelurilor speciale ale materialelor plastice şi ale altor înlocuitori fabricaţi în R.P.R.
- Lagăre pentru turaţii şi solicitări grele.
- Transmisii moderne — domenii de utilizare a lor.
- Calcule de batiuri, şasiuri, carcase etc.
- Caracteristicile fizico-economice ale materialelor de construcţie indigene.
- Tropicalizarea maşinilor fabricate în R.P.R.
- Construcţii de maşini destinate utilizării în alte ramuri (optică, textilă etc.).

3. *Tehnologia organelor de maşini şi a sculelor.*

- Procedee tehnologice şi scule noi de prelucrare.
- Metode pentru calcule tehnologice:
  - pentru regimurile optime de funcţionare;
  - pentru executarea formelor complexe;
  - pentru construcţia sculelor.
- Maşini speciale, linii tehnologice şi linii automate.
- Acoperiri metalice.
- Probleme de sudură.

4. *Probleme de exploatare a maşinilor.*

- Reducerea uzurii la organele în mişcare.
- Regimuri şi măsuri speciale în perioada rodajului.
- Fundaţii şi amplasamente.
- Sisteme de alimentare cu energie electrică a maşinilor-unelte dintr-o hală.
- Instalaţii şi agregate pentru evacuarea şi brichetarea aşchiilor.
- Protecţia contra coroziunii.
- Ungerea raţională.
- Organizarea reparaţiilor capitale şi periodice.

5. *Construcţii şi realizări noi în R.P.R. — prezente şi în perspectivă.*

- Prezentarea de produse asimilate.
- Experienţa unor întreprinderi în asimilarea produselor.

6. *Organizarea şi economia producţiei.*

- Profilarea, specializarea şi cooperarea întreprinderilor — baza planului standard.
- Probleme de pregătire a fabricaţiei.
- Probleme în legătură cu asimilarea produselor: tehnica asimilării, fundamentarea tehnico-economică a asimilării.
- Tipizarea proceselor tehnologice.
- Probleme de tipizare a S.D.V.
- Adaptarea metodelor de serie mare la fabricaţia de serie mică şi unicate.
- Problema mecanizării şi a automatizării.
- Probleme de control şi tehnică a măsurării.
- Transportul intern al materialelor în întreprinderi.

7. *Probleme de tehnica securităţii muncii.*

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

Recomandări privind întocmirea articolelor tehnico-științifice

1. FONDUL ARTICOLELOR

1.1. **Lucrările** ce pot fi prezentate spre publicare sînt:

1.1.1. *de importanță generală* (principii noi, dispoziții noi, rezultate experimentale originale, studii teoretice inedite ale unor fenomene fizice și procese tehnice cu caracter general);

1.1.2. *tehnico-științifice speciale, teoretice sau experimentale,* avînd contribuții originale, dar referindu-se la un domeniu de specialitate restrîns (extinderea valabilității unor dispoziții, aplicarea unor teorii sau metode cunoscute la o problemă nouă, rezultate experimentale inedite sau de control);

1.1.3. *tehnice obișnuite* (expunerea studiului unor probleme tehnico-științifice, discuții și critici ale unor rezultate cunoscute etc.).

1.2. **Legătura cu practica** muncii de cercetare, proiectare, învățămînt, producție este condiția esențială pe care trebuie să o îndeplinească tema tratată. Lucrările de sinteză sau de discuție trebuie să se refere la probleme noi și actuale, de interes general. Articolele interesînd industria vor cuprinde considerații privind eficiența economică a soluțiilor. Se recomandă ca articolele să cuprindă propuneri de viitor.

1.3. **Verificarea experimentală** se impune ca necesitate de prim ordin la lucrările care se pretează la asemenea verificări.

1.4. **Lucrările** care au mai fost publicate integral sau parțial nu pot fi trimise redacției spre publicare.

2. FORMA ARTICOLELOR

2.1. Organizarea lucrării

2.1.1. *Titlul* va reprezenta în minimum de cuvinte obiectul lucrării.

2.1.2. *Numele* autorului va fi precedat de prenume.

2.1.3. *Un scurt rezumat* fixînd premisele de la care s-a pornit, problema studiată și cadrul în care este tratată, nedepășind 6–8 rînduri, se va anexa lucrării.

2.1.4. *Împărțirea* pe capitole se va face cu cîteva subtitluri potrivit alese, în număr strict necesar pentru o expunere clară a ideilor și înlesnirea orientării.

2.1.5. *Textul.* În introducere se încadrează problema în preocupările generale ale disciplinei și în preocupările producției de asemenea, se arată scopul lucrării, subliniindu-se expres contribuția autorului. Tratarea va trebui să fie unitară, permițînd inteligibilitatea fără dificultăți a problemelor. Se vor evita introduceri sau demonstrații voluminoase; de asemenea, se va evita repetarea în text a ceea ce poate fi găsit în literatura publicată sau poate fi redat intuitiv prin materialul grafic ilustrativ, tabele etc.

2.1.6. *Concluziile* vor concentra rezultatele obținute, cu indicarea limitei de valabilitate și aplicațiile posibile.

2.1.7. *Anexele* pot cuprinde demonstrații originale sau absolut necesare înțelegerii formulelor din text; de asemenea, în anexe se pot da exemple de calcul în cazul articolelor care necesită asemenea exemple.

2.1.8. *Citarea literaturii de specialitate.* Afirmațiile luate din alte lucrări și care nu sînt general cunoscute vor fi referite la lista bibliografică de la sfîrșitul lucrării. Referirea se va face indicîndu-se poziția lucrării în lista bibliografică, în paranteze drepte.

2.2. Prezentarea lucrării

2.2.1. *Nivelul* articolelor va fi înalt.

2.2.2. *Stilul.* Redactarea va fi clară și concisă. Ortografia va fi în concordanță cu regulile Academiei R.P.R. Nu se admit prescurtări cu excepția celor unanim cunoscute.

2.2.3. *Dezvoltările matematice* vor fi limitate la cele absolut necesare înţelegerii raţionamentului matematic. Este suficient, în general, punerea în ecuaţie şi indicarea rezultatelor. Pentru demonstraţii se vor alcătui anexe (v. pct. 2.1.7).

2.2.4. *Tabelele* se vor folosi în cazul cînd date numerice importante nu pot fi reprezentate grafic satisfăcător. Nu se admite folosirea concomitent a datelor numerice sub formă de tabelă şi diagramă. Tabelele vor fi referite în text şi se va indica sursa lor.

2.2.5. *Materialul grafic ilustrativ* (figuri, fotografii) va permite reprezentarea clară şi intuitivă a unor idei, puncte de vedere. Ele trebuie să completeze expunerea din text şi vor fi referite cu grijă în text, indicîndu-se sursa lor.

2.2.6. *Sistematizarea şi numerotarea* capitolelor se vor face cu grijă, evitîndu-se excese. Se recomandă utilizarea sistemului zecimal.

2.3. Forma exterioară a lucrării

2.3.1. *Terminologie, mărimi şi unităţi.* Se recomandă a fi conforme cu normele internaţionale şi STAS-urile în vigoare.

2.3.2. *Scrierea formulelor.* Se recomandă o atenţie deosebită scrierii formulelor conform STAS. Indicii şi exponenţii se vor scrie mai mici decît baza şi aşezaţi mai jos sau mai sus decît baza. Se vor scrie, de asemenea, cu grijă literele majuscule, minuscule sau cele ruseşti, romane, greceşti, gotice etc. Numerotarea formulelor se va face în dreapta în paranteze rotunde.

2.3.3. *Figurile* trebuie executate unitar şi raţional. Ele vor fi numerotate în continuare. Fotografiile vor fi pe hîrtie strălucitoare alb-negru. Eplicaţia figurilor se face pe o pagină separată.

2.3.4. *Notele* din text se numerotează în continuare.

2.3.5. *Citarea* literaturii în text se face prin simpla indicare a poziţiei lucrării din cadrul listei bibliografice, în paranteze drepte, fără alte menţiuni.

2.3.6. *Lista bibliografică* se va întocmi cuprinzînd lucrările la care se referă textul (cît şi figuri sau tabele), speciale cît şi cele generale. Se vor indica toate datele în transcripţii originale. Pentru cărţi : numele complet, prenumele prescurtat, titlul complet (eventual şi tradus, în paranteze), ediţia, editorul, locul editării, anul. Pentru articole : numele complet, prenumele prescurtat, titlul complet original (eventual şi tradus, în paranteze), revista, tomul, anul, numărul, pagina.

2.3.7. *Scrisul la maşină* al articolelor este recomandat cu insistenţă, exceptîndu-se lucrările scrise caligrafic. Se scrie pe o singură faţă, la două rînduri (2 000 semne pe pagină). În partea stîngă a foii se lasă o margine de 5 cm.

2.3.8. *Paginaţia* se face în continuare. Se recomandă un volum de 10—12 pagini pentru articole.

2.3.9. *Expedierea.* Lucrările (în dublu exemplar) vor fi prinse cu agrafe. Manuscrisul se expediază cu paginile întinse format A_4 şi cu plicul conţinînd materialul grafic ilustrativ anexat.

3. RELAŢII CU REDACŢIA

3.1. Nu se admite trimiterea concomitentă a textului la alte publicaţii.

3.2. Articolele se trimit cu o notă însoţitoare pe adresa redacţiei. În notă se vor indica : titluri academice, funcţiuni, localitatea şi adresa, nr. de telefon.

3.3. Lucrările executate în cadrul diverselor instituţii sau organizaţii vor purta aprobarea acestora de publicare.

3.4. Corecturile se vor face după normele tipografice în vigoare.

3.5. Corecturile trimise autorilor vor fi înapoiate în maximum 48 de ore de la primire. Nu se admit modificări esenţiale faţă de manuscris. Modificările importante ale manuscrisului cad în sarcina autorului.

LEXICONUL TEHNIC ROMÎN

O mare lucrare enciclopedică în domeniul tehnicii şi al ştiinţelor ei de bază

Dezvoltarea economiei noastre naţionale, datorită avîntului industriei, al tehnicii, cere oamenilor muncii să-şi ridice necontenit nivelul profesional, să-şi lărgească continuu sfera de cunoştinţe tehnice, pentru a contribui din plin la creşterea şi perfecţionarea neîntreruptă a producţiei socialiste, pe baza tehnicii celei mai înalte.

Răspunzînd acestei necesităţi şi aplicînd în practică directivele partidului şi guvernului, Editura tehnică a tipărit între anii 1949—1956 prima ediţie a Lexiconului Tehnic Romîn, elaborat de Asociaţia Ştiinţifică a Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Populară Romînă (ASIT).

La realizarea acestei lucrări au contribuit cîteva sute de colaboratori-academicieni, membri corespondenţi ai Academiei R.P.R., doctori în ştiinţe, cadre universitare dintre cele mai calificate, ingineri şi tehnicieni care activează nemijlocit în aproape toate ramurile industriale, laureaţi ai Premiului de Stat etc.

Lexiconul Tehnic Romîn ediţia I a apărut în şapte volume cuprinzînd 48 763 de termeni directori cu toate subdiviziunile lor şi circa 6 500 figuri.

Apariţia numeroaselor ramuri noi de producţie, dezvoltarea rapidă pe care a luat-o tehnica în ultimii ani şi creşterea numărului celor care folosesc tehnica, cît şi precizările făcute în multe domenii ale terminologiei tehnice de către Academia R.P.R. şi Oficiul de Stat pentru Standarde, au dus la publicarea noii elaborări a acestei lucrări.

Noua ediţie a Lexiconului Tehnic Romîn este elaborată de un colectiv mai lărgit al ASIT.

Concepută în 16 volume, noua elaborare cuprinde un vast material documentar din 70 de discipline de bază şi va prezenta în circa 10 000 de pagini 70 000 de termeni directori şi aproximativ 17 000 de figuri.

În noua lui formă, Lexiconul reflectă nivelul înalt la care s-a ridicat capacitatea de cercetare, de proiectare şi de producţie din ţara noastră, sub impulsul industrializării socialiste a ţării şi al cuceririlor noi, romîneşti şi mondiale, ale ştiinţei.

Noua ediţie a Lexiconului Tehnic Romîn cuprinde o informare tehnică mai amplă, atît în ceea ce priveşte numărul de termeni trataţi cît şi întinderea şi profunzimea fiecărui text explicativ, bazată pe progresul tehnicii şi al ştiinţei. Numărul de discipline s-a mărit, cuprinzînd ramuri noi ca: Pedologia, Televiziunea, Plasticitatea, Fizica atomică nucleară etc.

S-au introdus mulţi termeni noi, ca: acoperire, adaos, metalurgie, aerofar, automatizare, aeromagnetometrie, bureză, calculator electronic etc.

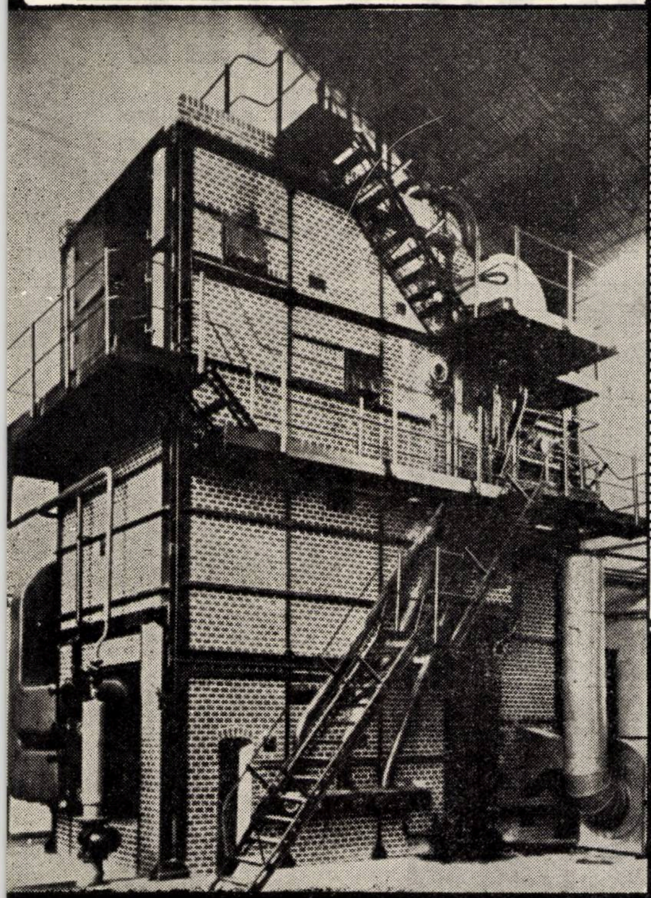
S-a realizat o ordonare mai sistematică a materialului şi o unificare a terminologiei tehnice şi ştiinţifice, de comun acord cu lucrările lexicografice ale Academiei R.P.R. şi cu Oficiul de Stat pentru Standarde.

Aspectul grafic al lucrării a fost schimbat. S-a folosit formatul mare Z5—205/265mm, cu un număr mai mare de semne tipografice pe pagină, cu o ilustraţie bogată şi pe hîrtie velină.

Pînă în prezent au apărut primele nouă volume ale noii ediţii a Lexiconului Tehnic Romîn.

Următoarele şapte volume (vol. X—XVI) vor apărea în anii 1962—1964, cuprinzînd literele L—Z, iar preţul fiecărui volum va fi de 100 lei.

Noua elaborare a Lexiconului Tehnic Romîn va intra în tezaurul culturii ca un bun social şi va deveni un îndrumător preţios pentru ingineri, tehnicieni, cercetători, cadre didactice, militari, studenţi şi muncitori cu nivel mai ridicat.



UZINA de UTILÁJ PETROLIER ȘI CHIMIC

BUCUREȘTI

RAION V.I.LENIN Str. S.VULCAN Nr.1

CENTR. TELEF 13.22.60, 13.22.69 13.22.68 13.22 67 13.22.6

UTILAJ CHIMIC ŞI RAFINĂRII

- Coloane de fracţionare
- Aparate de schimb de căldură
- Vase de depozitare
- Recipienţi sub presiune de diferite tipuri

UTILAJ PETROLIER

- Pompe de noroi „Triplex"
- Unităţi de pompare
- Separator de gaze

CAZANE INDUSTRIALE DE ABUR

- Instalaţii complete pentru tipuri ignitubulare şi aquatubulare dela 1 la 50 t/h.
- Presiune între 6 şi 40 kgf/cm²
- Temperatură de supraîncălzire, pînă la 450°C
- Combustibil solid, lichid şi gazos.

MUNCITORI
TEHNICIENI
INGINERI —

Editura tehnică publică cărți tehnice în următoarele domenii ale tehnicii și științelor aplicate: metalurgie, construcții de mașini și utilaje, energetică, electrotehnică, automatică, electronică industrială, radio, televiziune, telecomunicații cu fir, chimie, industrie chimică, geologie, mine, petrol și gaze, construcții, materiale de construcții, instalații, industria lemnului, industrie ușoară, industrie alimentară, transporturi, matematică, fizică, dicționare-lexicoane, arhitectură.

Cărţile apărute în Editura tehnică se pot procura:

- DIN LIBRĂRIILE DE LA ORAȘE ȘI SATE;
- PRIN MAGAZINELE COOPERAȚIEI DE CONSUM;
- PRIN DIFUZORII DE CĂRȚI DIN ÎNTREPRINDERI ȘI INSTITUȚII;
- PRIN DIFUZORII DE CĂRȚI DIN COMUNE ȘI SATE.

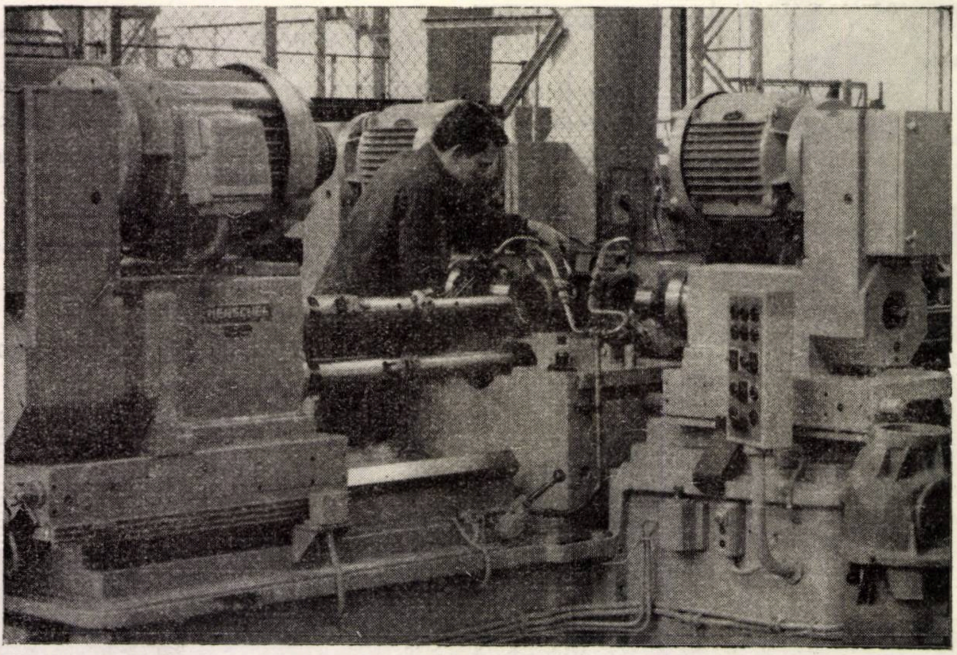
PENTRU A CONTRIBUI LA ÎMBUNĂTĂȚIREA ACTIVITĂȚII EDITORIALE CU PRIVIRE LA LITERATURA TEHNICĂ, TRIMITEȚI OBSERVAȚIILE ȘI PROPUNERILE DVS. LA:

EDITURA TEHNICA

STR. ŞTIRBEI VODĂ Nr. 37
RAIONUL 16 FEBRUARIE
BUCUREŞTI

HENSCHEL

Maşinile de mare randament nu se cumpără la întîmplare, ci după o examinare amănunţită a eficienţei şi randamentului lor. Maşinile-unelte Henschel sînt construite pentru metode de producţie moderne şi garantează calitatea optimă şi o capacitate mare de lucru.

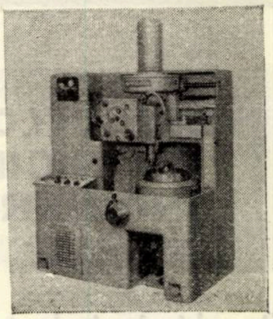


- Unităţi de prelucrare electromecanice sau hidraulice.

HENSCHEL livrează:

- Maşini speciale pentru prelucrare prin aşchiere cu comandă semiautomată sau automată, cu benzi perforate sau cu alte sisteme.
- Linii de transfer pentru prelucrare prin aşchiere şi montaj automat.
- Maşini de mortezat roţi dinţate pînă la modul 7 şi 450 mm diametru.
- Automate verticale cu mandrină cu 6 şi 8 şpindluri.

La cerere, toate maşinile se pot livra cu alimentare automată.

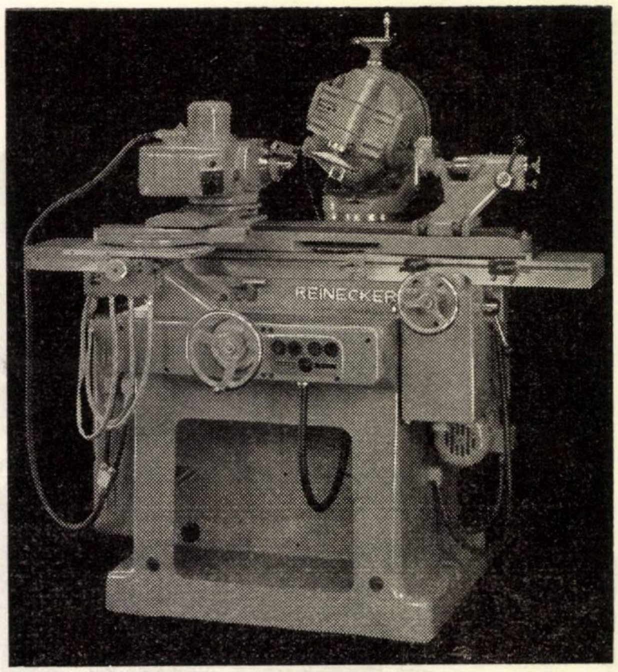


Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la uzinele HENSCHEL – societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE
Aktiengesellschaft
Kassel
Bundesrepublik Deutschland

REINECKER

Automat pentru ascuţit scule
WZS 5



Această maşină modernă lucrează cu acţionare hidraulică a mesei şi cu divizarea electrică rapidă automată. Reglarea adîncimii de aşchiere pentru rectificarea feţei de degajare şi pentru netezirea ascuţirii ambelor feţe se realizează automat. Capul de rectificare cu axa discului se poate roti în trei planuri. Reglarea este simplă şi necesită timp scurt. Funcţionarea automată face posibilă deservirea mai multor maşini de către un singur om.

PROGRAMUL NOSTRU DE PRODUCŢIE MAI CUPRINDE:

— maşini de ascuţit scule;
— maşini de rectificat plan;
— maşini de rectificat interior şi plan;
— automate de rectificat interior;
— maşini de detalonat universale;
— maşini de detalonat prin mortezare.

Cereţi prospecte speciale la

J. E. REINECKER MASCHINENBAU GMBH EINSINGEN/ULM REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

ÎNTREPRINDEREA PENTRU COMERŢ EXTERIOR

CENTROZAP

Katowice · Republica Populară Polonă · Plebiscytowa 36 · Căsuţa poştală 825

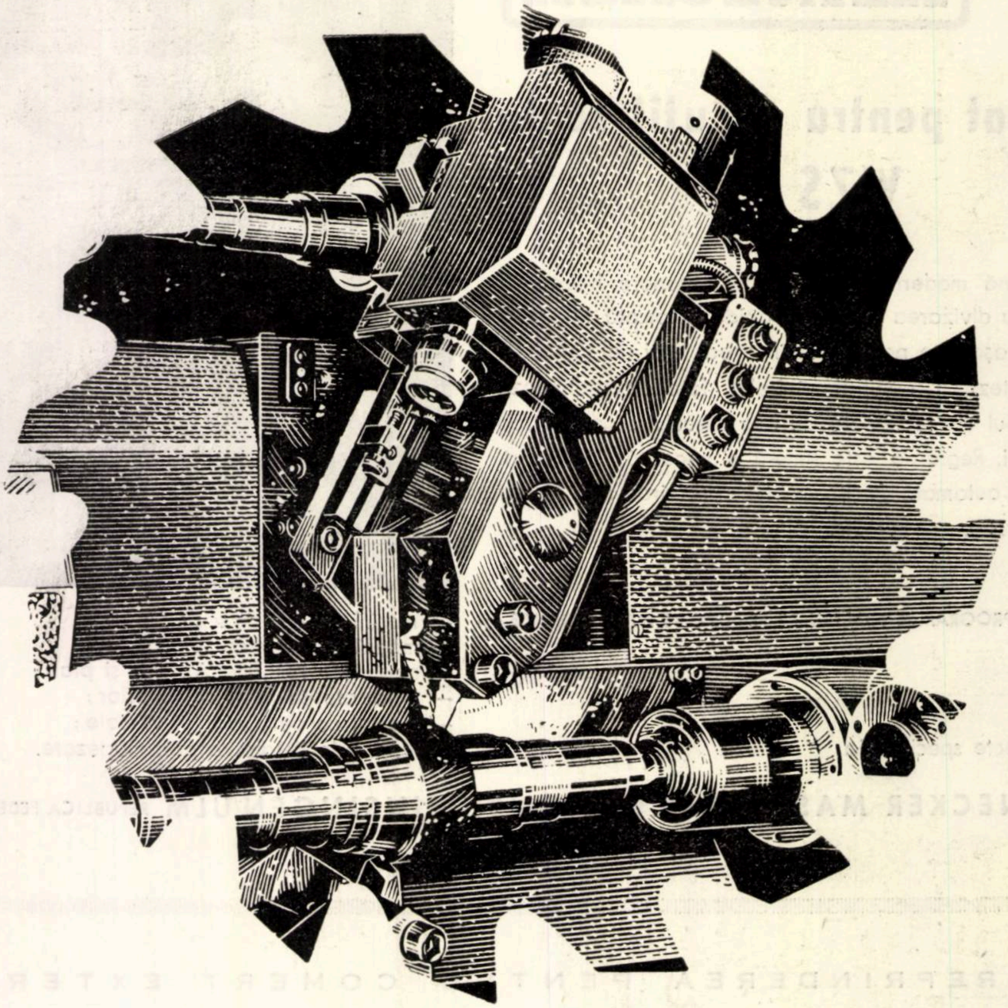
Exportă:

— utilaje complete de turnătorie, diverse secţii de turnătorie, precum şi maşini separate standard;
— documentaţie pentru proiectări în domeniul turnătoriei pentru diferite ramuri industriale, printre care: construcţia de maşini, industria de vehicule, industria electrică, precum şi pentru turnătoriile de oţel, de metale neferoase, ţevi de fontă, pentru instalaţii sanitare şi pentru industria bunurilor de larg consum.

Garantează:

— mecanizarea completă a proceselor tehnologice;
— automatizarea procesului de producţie pe baza celor mai noi soluţii;
— indici tehnico-economici optimi.

CENTROZAP



Eficacitatea economică a fabricației ne obligă,

în construcția de mașini, să completăm sistematic utilajul de producție cu mașini-unelte noi, care trebuie să fie din ce în ce mai productive, mai economice și mai durabile.

Aceste proprietăți pot fi obținute de mașină printr-o tradiție îndelungată și printr-o muncă de cercetare bine orientată.

Locul trei pe plan mondial ocupat de Strojimport între exportatori este o recomandare a calității mașinilor-unelte cehoslovace.
La expoziție se pot obține informații precise la standul Strojimport—Praga, exportatorul exclusiv al mașinilor-unelte cehoslovace. Strojimport importă totodată un sortiment important de mașini în Republica Socialistă Cehoslovacă.

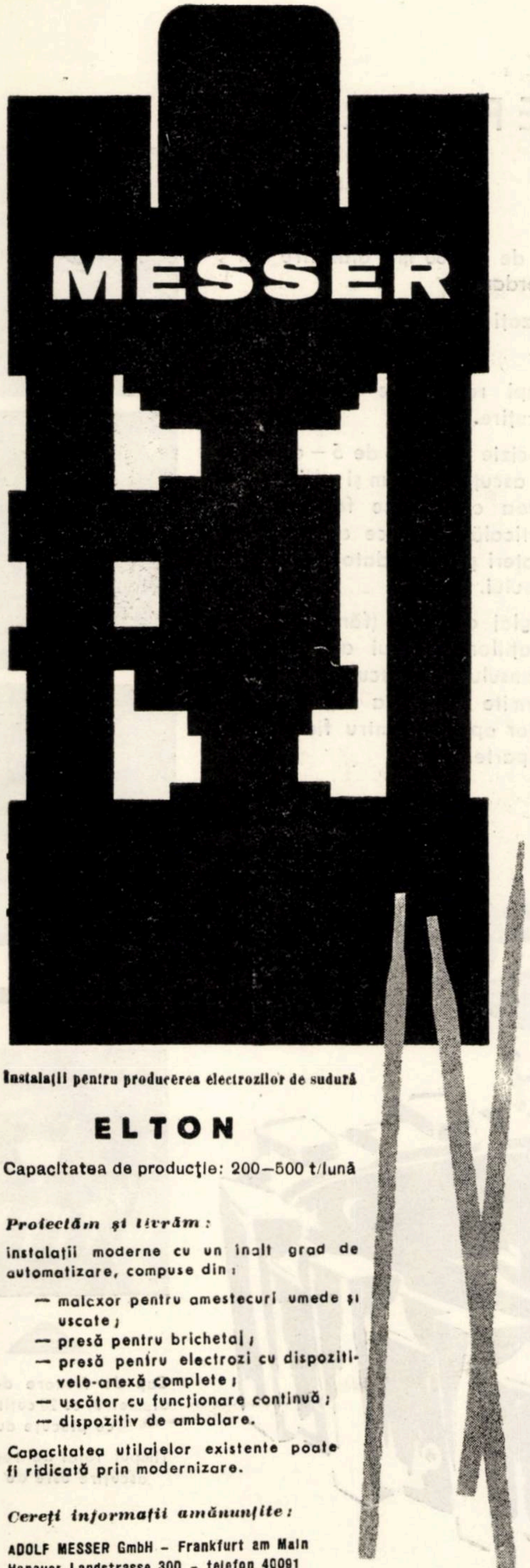
MAS

TOS

STROJIMPORT

ÎNTREPRINDERE PENTRU IMPORT ȘI EXPORT DE MAȘINI ȘI UTILAJE
Václavské námestí 1, Praga 1, Republica Socialistă Cehoslovacă

Vizitați standul nostru din cadrul expoziției de la București, deschisă între 3 și 27 mai 1962 în pavilionul din Șoseaua Kiseleff nr. 24



Instalații pentru producerea electrozilor de sudură

ELTON

Capacitatea de producție: 200—500 t/lună

Proiectăm și livrăm:

instalații moderne cu un înalt grad de automatizare, compuse din:

- — malaxor pentru amestecuri umede și uscate;
- — presă pentru brichetaj;
- — presă pentru electrozi cu dispozitivele-anexă complete;
- — uscător cu funcționare continuă;
- — dispozitiv de ambalare.

Capacitatea utilajelor existente poate fi ridicată prin modernizare.

Cereți informații amănunțite:

ADOLF MESSER GmbH – Frankfurt am Main
Hanauer Landstrasse 300 – telefon 40091
telex. 04 11754 – R.F.G.

ingineri și tehnicieni

abonați-vă pe anul 1962

la revistele tehnice de specialitate, elaborate de Asociația Științifică a Inginerilor și Tehnicienilor în colaborare cu departamentele economice de resort. Revistele contribuie la ridicarea nivelului pregătirii profesionale a cadrelor tehnice din producție, învățămînt, cercetare și proiectare prin publicarea de articole și note privind ultimele realizări obținute în științele tehnice din țară și străinătate.

Apar:

AUTOMATICA ŞI ELECTRONICA
CELULOZĂ ŞI HÎRTIE
ELECTROTEHNICA
ENERGETICA
HIDROTEHNICA
INDUSTRIA LEMNULUI
INDUSTRIA TEXTILĂ
INDUSTRIA UŞOARĂ
METALURGIA ŞI CONSTRUCŢIA DE MAŞINI
PETROL ŞI GAZE
REVISTA DE CHIMIE
INDUSTRIA ALIMENTARĂ produse animale
INDUSTRIA ALIMENTARĂ produse vegetale
REVISTA MINELOR
REVISTA PĂDURILOR
REVISTA TRANSPORTURILOR
TELECOMUNICAŢII
ŞI GAZETA „TEHNICA NOUĂ"

Costul unui abonament anual pentru ingineri și tehnicieni: Metalurgia și Construcția de Mașini 48 lei; celelalte reviste 30 lei; Gazeta „Tehnica Nouă" 26 lei; pentru biblioteci, instituții, cabinete tehnice etc. 100 lei la oricare revistă și 26 lei la gazeta „Tehnica Nouă". Plata se face prin cont virament nr. 070124 B.R.P.R. Filiala „30 Decembrie" sau la casieria noastră, București, str. Ion Ghica nr. 3, et. I, Raionul T. Vladimirescu

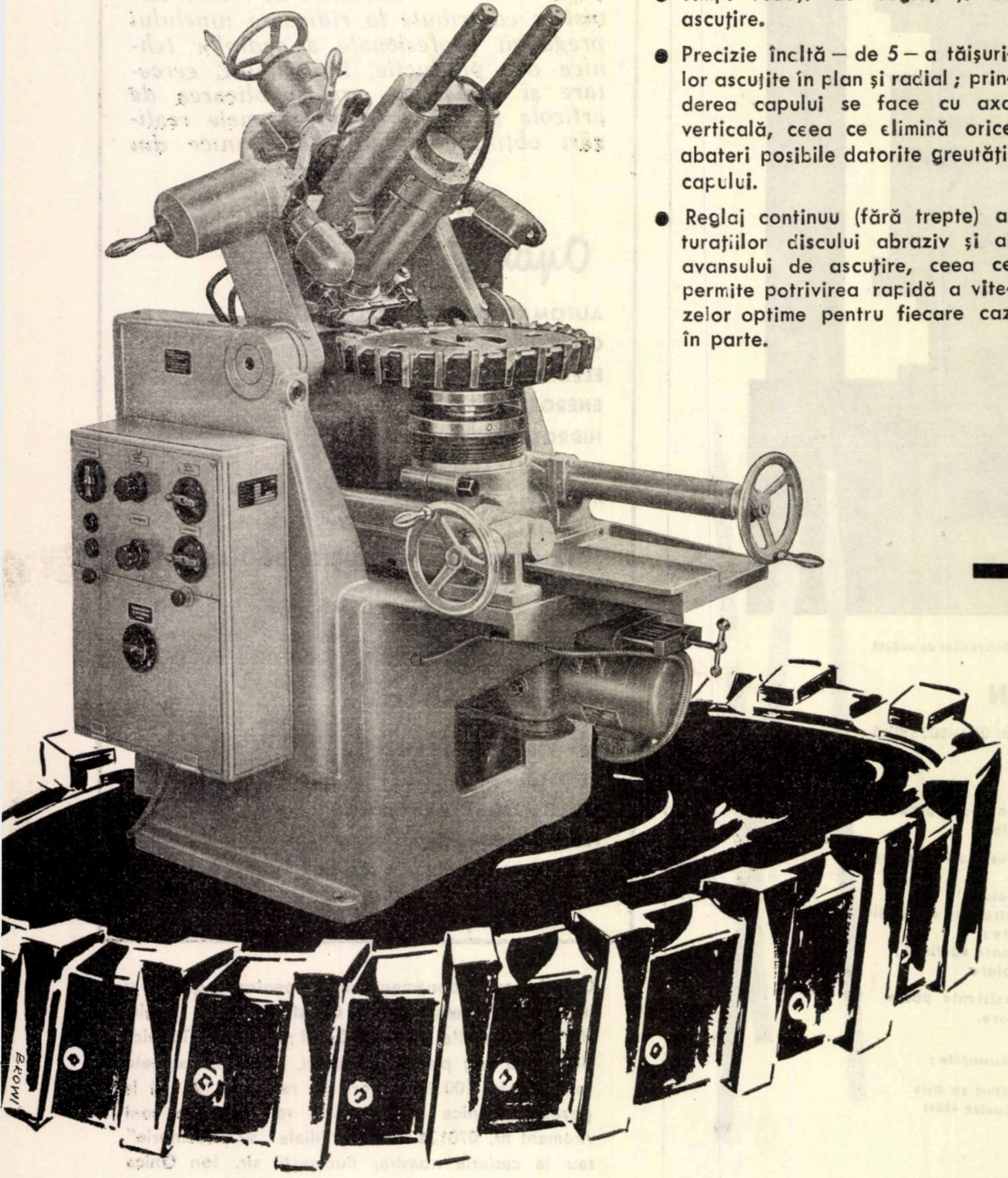
KAPP

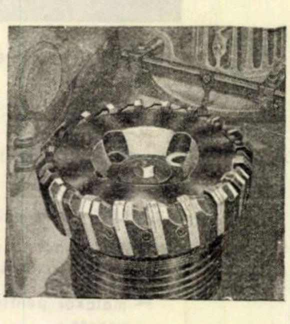
MAȘINI DE ASCUȚIT CAPETE DE FREZARE MSJ

Licența Ingersoll USA

vă oferă:

- Utilizare multilaterală: pot fi ascuțite capete de frezare de 50—80 mm diametru din aceeași prindere, pe tăișurile frontale, periferice și de racordare.
- Deservire simplă și ușor de urmărit, astfel că pot fi utilizați muncitori necalificați și femei.
- Timpi reduși de reglaj și de ascuțire.
- Precizie înaltă — de 5 — a tăișurilor ascuțite în plan și radial; prinderea capului se face cu axa verticală, ceea ce elimină orice abateri posibile datorite greutății capului.
- Reglaj continuu (fără trepte) al turațiilor discului abraziv și al avansului de ascuțire, ceea ce permite potrivirea rapidă a vitezelor optime pentru fiecare caz în parte.





Cap de frezare de 250 mm diametru, cu 20 cuțite armate cu plăcuțe dure.

Timpul total de reglaj și de ascuțire este de 45 min.

MASCHINENFABRIK KAPP & CO., COBURG/Bay.

dient gern mit ausführlichem Prospektmaterial

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Александру Кишу, В. Фуфезан, М. Попа и *С. Поп*: **Относительно увеличения долговечности мостовых кранов и изложниц в эксплуатации.**

Описывается способ армирования чугунных изложниц железобетонной сеткой и факторы, влияющие на их долговечность в эксплуатации.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 193–199

Николае Шербан; **Изготовление литейных моделей из эпоксидных смол.**

В статье представлены результаты, полученные в нашей стране при применении моделей и стержневых ящиков, изготовленных из эпоксидной смолы эпокси динох 040. При использовании этих смол получаются значительные экономии за счет сокращения затраты труда на обработку; метод позволяет получение некоторых моделей и стержневых ящиков с небольшими припусками.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 199–207

Корнел Глава, Габриел Розенталь и *Андрей Раду*: **Соображения относительно солевых ванн термохимической и термической обработки.**

Излагаются результаты исследований, проведенных в И.Т.К.М.Е. Относительно использования солевых ванн с карбидом кремния для цементации, цианирования и относительно солевых ванн с хлористым кальцием для нагрева шарикоподшипниковой стали.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 207–212

Ливиу Морару: **Определение оптимального соотношения основных рабочих параметров вагранки с помощью диаграммы кокс-горение-воздух-температура (КГВТ).**

Представлена номограмма взаимосвязи между расходом вдуваемого воздуха, удельным расходом кокса, температурой чугуна и коэффициентом горения, используемая для плавки чугуна в вагранке. Указывается область применения номограммы.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 213–215

Для молодого инженера

Ион Попеску: **Некоторые вопросы по устранению неисправностей автомобильного дифференциала.**

В статье представлены металлургические и механические факторы, которые могут вызвать усиленный износ шестеренок дифференциала или даже их разрушение.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 215–219

Из жизни заводов и лабораторий

Олег Негруш: **Опробование установки доктора Фейхтингера методом вакуумной плавки.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 220–223

Хенри Холбан и *Алоис Вегенкиттл*: **Использование него турбопередачи с гидравлическим сцеплением и без в железнодорожной тяге.**

Классифицируются конструкции гидравлических турбопередач, используемых в железнодорожной тяге. Детально анализируются, и с теоретической точки зрения, эксплуатации, преимущества и отрицательные стороны турбопередач, содержащих в качестве гидравлических элементов только преобразователь по сравнению с теми, которые содержат и сцепление. Делаются технические и экономические выводы.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 224–233

Машиностроение

Аурел Опрян: **К изучению и конструкции гидравлических бесступенчатых коробок передач.**

В статье представлено экспериментальное исследование гидравлической установки, на которой было испытано использование шестеренчатых насосов в качестве гидравлического мотора и в качестве гидравлических бесступенчатых коробок передач.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 234–237

Александру Селештяну: **Несколько применений технико-экономических исследований в области машиностроения.**

В статье анализируются некоторые стороны технико-экономических исследований в машиностроении. В том числе обсуждаются вопросы физического и морального износа, а также и методы борьбы с ними. Кроме того, изучается экономическая эффективность капиталовложений, сравнивая термические и гидроэлектрические станции.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 237–239

Для молодого инженера

Виктор Киллманн и *Николай Гиркояшу*: **Некоторые критерии для сдачи в производство на автоматических и полуавтоматических станках.**

В статье излагается метод изучения износа станков, обоснованный, с научной точки зрения, на математической статистике. Применение метода позволяет рационально использовать станки и обеспечивает оптимальное качество изделий. Метод является объективным критерием сдачи изделий в производство.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 3, стр. 240–244

Виктор Турку: **Геометрические элементы развертки выпуклых днищ для сосудов под давлением.**

В статье приводятся вычисленные автором числовые таблицы, необходимые в проектировании сборных выпуклых днищ сосудов, работающих под давлением.

Metalurgia şi Construcţia de maşini *14* (1962) № 3, стр. 245–248

Из жизни предприятий и лабораторий

Георге Буздугач: **Измерение механических вибраций.**

В статье представлены современные методы измерения механических вибраций электрическими и механическими методами. Излагается теория сейсмических приборов, затем описываются механические приборы для замеров вибраций, а в заключение перечисляются электрические улавливатели для замера механических вибраций.

Metalurgia şi Construcţia de maşini *14* (1962) № 3, стр. 248–258

Техника охраны труда 260–265
Документация 266–274
Рецензии 274–275
Информации 275–277

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Alexandru Chişu, V. Fufezan, M. Popa, S. Pop : **Beiträge zur Erhöhung der Festigkeit der Brücken und Walzen im Betrieb.**

Es wird ein Berechnungsverfahren der Gusseisenwalzen mit einem Stahlbetonnetz und die Faktoren beschrieben, die die Festigkeit dieser im Betrieb befindlichen Rollen beeinflussen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 193 – 199

Nicolaie Şerban : **Das Fertigen der Gussformen aus Hepoxiharz.**

Im Aufsatz werden die bei uns im Land erzielten Ergebnisse bei der Fertigung der Gussformen und Kernmodelle aus Hepoxiharz dinox 040 aufgezählt. Durch Anwendung dieses Harzes werden grosse Einsparungen durch die die Herabsezzung der Bearbeitungszeit erzielt wurden. Das Verfahren gestattet die Fertigung von Gusskästen und Kernmodellen mit kleinen Bearbeitungszusätzen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 199 – 207

Cornel Glava, Gabriel Rozenthal und *Andrei Radu* : **Betrachtungen über das Salzbad aus einheimischen Stoffen für die thermische und chemische Behandlung.**

Es werden die Ergebnisse der Forschungen dargelegt, die im Technischen Institut für Metallurgieforschung vorgenommen wurden, hinsichtlich der Salzbäder mit Siliziumkarbonat für das Zementieren und Zyanieren und der Salzbäder mit Kalziumchlorid für die Erwärmung der Kugellagerstähle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 207 – 212

Liviu Moraru : **Die Bestimmung des optimalen Verhältnisses zwischen den wichtigsten Betriebsparametern des Kupolofens mit Hilfe des C.A.A.T-Diagramms.**

Im Aufsatz wird ein Verhältnissnomogramm zwischen der eingeführten Luftmenge, dem spezifischen Koksverbrauch, der Roheisentemperatur und den Schmelzkennziffern dargelegt, das beim Schmelzen des Roheisens in Kupolofen Verwendung findet. Ferner wird das Anwendungsgebiet des Nomogramms angezeigt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 213 – 215

Für den Jungingenieur

Ion Popescu : **Einige Fragen der Behebung der Schäden am Kraftwagen-Differential.**

Im Aufsatz werden die metallurgischen und mechanischen Faktoren angeführt, die einen übermässigen Verschleiss der Bolzen des Differentials oder ihre vollkommene Zerstörung bewirken können.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 215 – 219

Aus dem Betriebsleben und Laboratorien

Oleg Negruş ; **Das Prüfen der Anlage Dr. Feichtinger durch das Schmelzverfahren im Vakuum.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 3, S. 220 – 223

Maschinenbau

Henri Holban und *Alois Wegenkittl* : **Die Verwendung im Bahnbetrieb von Turbogetriebe mit und ohne Strömungskupplung.**

Die im Bahnbetrieb verwendeten Turbogetrieben werden nach Konstruktionsmerkmalen eingeteilt. Die Vor- und Nachteile der „nur Wandler" gegenüber der „Wandler-Kupplung" Ausführung wird auf Grund von theoretischen Erwägungen und der Betriebserfahrung eingehend untersucht. Es werden technische und wirtschaftliche Folgerungen erörtert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 224 – 233

Aurel Oprean : **Beiträge zum Studium und dem Bau der Flüssigkeitsgetriebe.**

Der Aufsatz ist ein experimentellen Studium einer hydraulischen Anlage, die bei der Verwendung der Zahnradpumpe als hydraulische Motoren und Flüssigkeitsgetrieben versucht wurde.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 234 – 237

Alexandru Seleşteanu : **Einige Anwendungen der technisch-ökonomischen Studien im Maschinenbau.**

Im Aufsatz werden einige Aspekte der technisch-ökonomischen Berechnungen im Maschinenbau analysiert, darunter Fragen des normalen Verschleisses und Verfahren zu dessen Verminderung. Gleichzeitig wird die Wirtschaftlichkeit der Investitionen durch einen Vergleich zwischen den Wärme- und Wasserkraftwerken analysiert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 237— 239

Für den Jungingenieur

Victor Killman und *Nicolaie Ghircoiaşiu* : **Einige Kriterien für die Einführung der Produktion an den halbautomatischen und automatischen Werkzeugmaschinen.**

Im Aufsatz wird ein Untersuchungsverfahren des Verschleissgrades der Werkzeugmaschinen dargelegt das wissenschaftlich auf den mathematischen Statistik begründet ist. Die Anwendung des Verfahrens gestattet die raionelle Auslastung der Werkzeugmaschinen und sichert eine optimale Qualität der Erzeugnisse. Das Verfahren stellt gleichzeitig ein objektives Kriterium für das Anlaufen der Fabrikation dar.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 240 – 244

Victor Turcu : **Geometrische Elemente der Oberfläche der gewölbten Böden für die Druckbehälter.**

Der Aufsatz enthält vom Verfasser berechnete Zahlentabellen für das Projektieren der zusammengefügten gewölbten Druckbehälter.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 245 – 248

Aus dem Betriebsleben und Laboratorien

Gheorghe Buzdugan : **Das Messen der mechanischen Schwingungen.**

Im Aufsatz werden die gegenwärtigen Verfahren zum Messen der mechanischen Schwingungen durch mechanisch und elektrische Methoden beschrieben. Die Theorie der seismischen Apparate wird dargelegt, wonach die mechanischen Schwingungsmessgeräte und abschliessend die elektrischen Geber für das Messen der mechanischen Schwingungen beschrieben werden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 3, S. 248 – 258

Technik des Arbeitschutzes 260 – 265

Dokumentation 266 – 274

Buchbesprechungen 274 – 275

Informationen 275 – 277

SOMMAIRE

Métallurgie

Alexandru Chişu, V. Fufezan, M. Popa, S. Pop : **Contributions concernant l'augmentation de la durabilité des ponts et des lingotières en service.**

On décrit le procédé d'armature des lingotières en fonte avec un réseau en fer-béton et les facteurs déterminant leur durabilité à l'exploitation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962, nr. 3, p. 193–199)

Nicolaie Şerban : **Confection des modèles de fonderie en résines époxy.**

Dans cet article on présente les résultats obtenus dans notre pays par l'application des modèles et des boîtes à noyau construits en résine époxy dinox 040. Grâce à l'utilisation de cette résine, on a réalisé d'importantes économies provenant de la réduction du volume de la main d'oeuvre pour l'usinage. Le procédé permet d'obtenir des modèles et des boîtes à noyau avec de petites surépaisseurs pour l'usinage.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 199–207

Cornel Glava, Gabriel Rosenthal et *Andrei Radu* : **Considérations sur le bain de sels de substances indigènes pour les traitements thermo-chimiques et thermiques.**

On expose les résultats des recherches effectuées à l'I.T.C.M.E., dans le domaine des bains de sels, à carbure de silicium pour la cémentations et la cyanuration, et dans le domaine des bains de sels à chlorure de calcium pour réchauffer l'acier à roulements.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 207–212

Liviu Moraru : **Détermination de la relation optimum entre les principaux paramètres d'exploitation du cubilot à l'aide du diagramme C.A.A.T.**

On présente un nomogramme de corrélations entre le débit d'air insufflé, la consommation spécifique de coke, la température de la fonte et l'indice de combustion au cas de la fusion de la fonte en cubilot. On montre le domaine d'application du nomogramme.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 213–215

Pour le jeune ingénieur

Ion Popescu : **Quelques problèmes concernant le traitement des défections de l'engrenage différentiel des automobiles.**

Dans cet article on présente les facteurs métallurgiques et mécaniques qui peuvent déterminer l'usure exagérée et même la destruction des pignons de l'engrenage différentiel.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 215–219

De l'activité des usines et des laboratoires

Oleg Negruş : **Expérimentation de l'installation Dr. Feuchtinger par la méthode de la fusion sous vide.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 220–223

Construction de machines

Henri Holban et *Alois Wegenkittl* : **Utilisation des turbotransmissions avec ou sans embrayages hydrauliques dans la traction feroviaire.**

On classifie d'abord les constructions de turbotransmissions hydrauliques utilisées dans la traction feroviaire.

On analyse en détail, du point de vue théorique et de l'exploitation, les avantages et les désavantages des turbotransmissions qui ne contiennent, en tant qu'éléments hydrauliques, que des convertisseurs, par rapport à celles qui ont aussi des embrayages, et on en tire des conclusions d'ordre théorique et économique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 224–233

Aurel Oprean : **Contributions à l'étude et à la construction de changements de vitesse hydrauliques.**

Dans cet article on étudie expérimentalement une installation hydraulique sur laquelle on a tâché d'utiliser les pompes à engrenages en guise de moteurs hydrauliques et changements de vitesse hydrauliques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 234–237

Alexandru Seleşteanu : **Quelques applications des études techniques économiques dans le domaine des constructions de machines.**

Dans cet article on analyse quelques aspects des études techniques-économiques dans la construction de machines. Entre autres, l'on discute des problèmes d'usure physique et morale et les remèdes appropriés. On étudie en même temps l'efficacité économique des investissements, en dressant un parallèle entre les centrales thermiques et hydro-électriques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 237–239

Pour le jeune ingénieur

Victor Killmann et *Nicolaie Ghircoiaşiu* : **Des critériums pour lancer la production sur des machines-outils semi-automatiques et automatiques.**

Dans l'article on expose une méthode d'étude de l'état d'usure des machines-outils, fondée du point de vue scientifique sur la statistique mathématique. L'application de cette méthode permet l'utilisation rationnelle des machines-outils et garantit la qualité optimum des produits, tout en constituant un critérium objectif pour le lancement de la fabrication.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 3, pag. 240–244

Victor Turcu : **Eléments géométriques de la développée des fonds bombés pour les récipients de pression.**

L'article présente les tableaux numériques calculés par l'auteur, nécessaires au calcul des fonds assemblés bombés, des récipients de pression.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 245–248

De l'activité des entreprises

Gheorghe Buzdugan : **La mesure des vibrations mécaniques.**

On présente les méthodes actuelles de mesure des vibrations mécaniques par des procédés mécaniques et électriques. On expose la théorie des appareils séismiques et l'on décrit ensuite les appareils mécaniques pour la mesure des vibrations. Pour finir, on énumère les capteurs électriques utilisés pour mesurer les vibrations mécaniques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 249–259

Sécurité du travail 260–265
Documentation 266–274
Comptes-Rendus 274–275
Informations 275–277

CONTENTS

Metallurgy

Alexandru Chişu, V. Fufezan, M. Popa, S. Pop : **A contribution to the problem of increasing the durability of bridges and ingot moulds during exploitation.**

The technique is described of reinforcing the ingot moulds made of cast iron by means of a concrete iron nework.

The factors affecting their durability during exploitation, are also being analysed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 3, p. 193–199

Nicolaie Şerban : **The manufacture of foundry models made of epoxi resins.**

This paper presents the results obtained in our country with models and core boxes made of epoxi resin dinox 040. The utilization of this resin allows to obtain important savings, by reducing the processing labour. Some models and core boxes can be achieved with small machining allowances by using this technique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 199–207

Cornel Glava, Gabriel Rozenthal and *Andrei Radu* : **Some considerations concerning the salt bath with indigenous substances for thermo-chemical and thermic treatments.**

The results are shown of researches carried out within the framework of the I.T.C.M.E., relating to salt bath with silicium carbide for cementation, cyaniding as well as to salt bath with calcium chloride for the heating of bearing steel.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 207–212

Liviu Moraru : **Determining the optimum relation between the exploitation parameters of smelting furnaces by means of the C.A.A.T. diagram.**

The author describes a correlation nomogram concerning the insuffled air discharge, coke specific consumption, cast iron temperature, and the combustion index. The fields of application of this nomogram are pointed out.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 213–215

For young engineers

Ion Popescu : **Some problems concerning the faults occurring in motor car differentials.**

This paper discusses the metallurgical and mechanical factors likable to produce the excessive wear and tear of the differential pinions or even their destruction.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, 215–219

From the life of our works and laboratories

Oleg Negruş : **The experimentation of Dr. Feuchtinger's installation by means of the vacuum melting method.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), Nr. 3, 220–223

Machine building

Henri Holban and *Alois Wagenkittl* : **The utilization of turbotransmissions with or without hydraulic clutch in the railway traction.**

A classification is made of the hydraulic turbotransmissions used in the railway traction.

The advantages and drawbacks of turbotransmissions possessing only converters as hydraulic elements are being analysed in detail from the theoretical and functional point of view. Such turbotransmissions are compared with those involving clutches.

Some technical and economic conclusions are drawn.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 3, pag. 224–233

Aurel Oprean : **A contribution to the study and construction of the hydraulic change speed gears.**

This paper presents an experimental study of a hydraulic installation in which the toothed wheel pumps were tested as hydraulic motors and hydraulic speed changers.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, 234–237

Alexandru Seleşteanu : **Some applications of the technical and economic studies in the field of machine building.**

Some aspects of the technical and economic studies relating to machine building are being analysed in this paper. Various problems connected with the physical and moral wear and tear are discussed together with the methods of remedying this phenomenon. The economic effectiveness of the investments is also studied and a comparison drawn between the steam-generating stations and hydro-electric power plants.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 3. pag. 237–239

For young engineers

Victor Killmann and *Nicolaie Ghircoiaşiu* : **Some criteria concerning the launching of production on semi-automatic and automatic machine tools.**

The authors describe a method of studying the degree of wear and tear in machine tools. This method is scientifically grounded on mathematical statistics.

The application of this method allows the rational use of machine tools and the obtention of optimum quality products. The method described represents an objective criterium for the launching of fabrication.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, p. 240–244

Victor Turcu : **Geometric elements relating to the evolute of bulged bottoms for pressure reservoirs.**

This paper contains some numerical tables calculated by the author requisite for the designing of the bulged assembled bottoms of the pressure reservoirs.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 3, p. 245–248

From the life of our enterprises and laboratories

Gheorghe Buzdugan : **Mechanical vibration measurements.**

The author describes the present mechanical and electric methods of measuring the mechanical vibrations. The theory of the seismic apparatus is being explained followed by a description of the apparatus used to measure such vibrations.

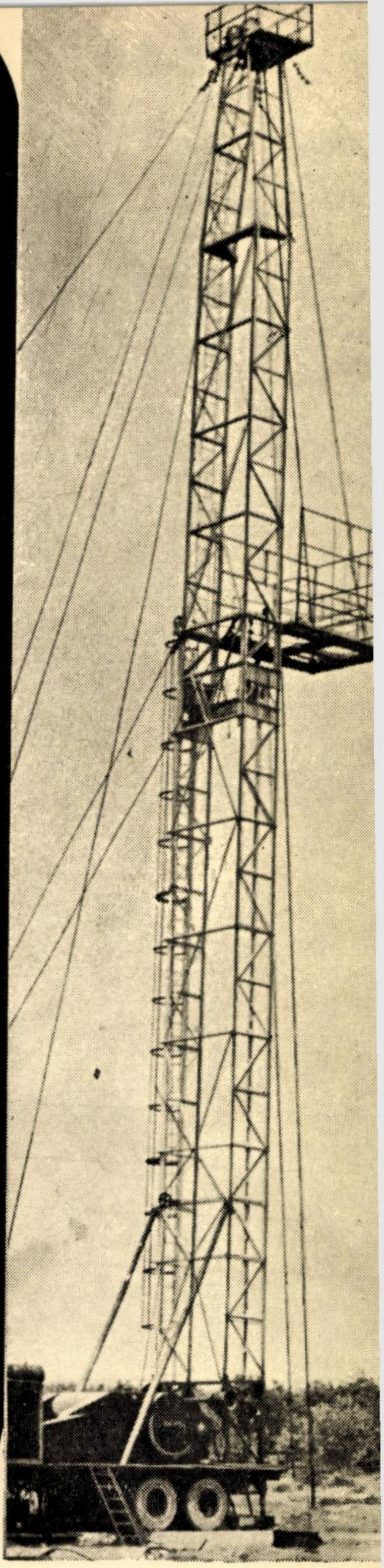
The electric collectors for measuring the mechanical vibrations are enumerated in conclusion.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, 249–259

Labour safety engineering 260–265
Documentation 266–274
Reviews 274–275
News 275–277

OS·MŰSZAKI·KÖNYVTÁ
1963

T·50



UZINA DE UTILAJ PETROLIER — TÎRGOVIȘTE
execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

Se folosește la foraj cu prăjini de $4^{1}/_{2}$ pînă la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC – 650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50**, telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175–$17^{1}/_{2}$″.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 ($7^{1}/_{4}$″ x 12″). Grupul energetic, turla și troliul formează o unitate transportabilă montată

Uzinele
23 AUGUST
București

EXECUTĂ:

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.

E 1431

REFERALVA

KAT

R

metalurgia și construcția de mașini

4

DIN CUPRINS:

VALENTIN RĂILEANU: Influența granulației calcarului asupra proprietăților fizico-chimice ale aglomeratului autofondant

ION BĂRĂSCU: Un nou sistem de epurare a gazului de furnal

CONSTANTIN ȘT. IONESCU și MARIA M. SOLACOLU: Unele criterii științifice pentru tratamentul termic al oțelurilor

GHEORGHE M. POPESCU: Procedee moderne de decapare și curățare a produselor laminate semifabricate și finite.

CORNEL LAZĂR: Dezvoltarea industriei constructoare de mașini în U.R.S.S.

ADRIAN DUMITRESCU: Unele probleme ale fabricării în țară a motorului Diesel mare marin

WALDEMAR GHEȚU: Modernizarea mașinilor-unelte

VALENTIN COSOROABĂ: Dimensionarea supapelor automate pentru compresoarele cu piston

OTTO SCHNABEL: Instalație de protecție pentru combaterea accidentelor la presele cu excentric

INVENȚII — DOCUMENTARE — RECENZII — CRONICĂ — INFORMAȚII

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 4 ★ aprilie 1962

Instalația de foraj structural

S 25

UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25 destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI ŞI AL
ASOCIAŢIEI ŞTIINŢIFICE A INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR

ANUL XIV, APRILIE 1962, nr. 4

CUPRINS

Metalurgia

Valentin Răileanu : **Influenţa granulaţiei calcarului asupra proprietăţilor fizico-chimice ale aglomeratului autofondant**

În articol se prezintă rezultatele unor încercări făcute la Combinatul siderurgic-Hunedoara, pentru determinarea influenţei granulaţiei calcarului asupra proprietăţilor aglomeratului autofondant.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14** (1962), nr. 4, p. 289 – 293

Ion Bărăscu : **Un nou sistem de epurare a gazului de furnal**

Articolul tratează epurarea gazului de furnal în instalaţii cu tuburi Venturi, cuprinzînd : bazele teoretice şi practice ; schema instalaţiei de epurare cu tuburi Venturi, proiectată pentru furnalele noi de la Combinatul metalurgic-Reşiţa, şi rezultatele obţinute prin folosirea ei ; avantajele tehnico-economice ale acestui sistem de epurare.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14** (1962), nr. 4, p. 294 – 301

Constantin Şt. Ionescu şi Maria M. Solacolu : **Unele criterii ştiinţifice pentru tratamentul termic al oţelurilor**

Se expun unele criterii ştiinţifice pentru alegerea şi conducerea tratamentului termic al oţelurilor. În acest scop, se prezintă cinetica descompunerii austenitei la răcirea continuă şi în condiţii izoterme, diagramele de transformare temperatură-timp pentru cîteva oţeluri, curbele de răcire pentru secţiuni diferite în medii diferite, modul de folosire şi factorii de care trebuie să se ţină seamă la executarea tratamentului termic.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14** (1962), nr. 4, p. 302 – 317

Pentru tînărul inginer

Gheorghe M. Popescu : **Procedee moderne de decapare şi curăţare a produselor laminate semifabricate şi finite**

În articol se prezintă procedeele tehnologice, instalaţiile şi agregatele moderne folosite la decaparea şi curăţarea produselor laminate semifabricate şi finite.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14** (1962), nr. 4, p. 317—325

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

Gheorghe Bezdadea : **Semiautomatizarea fabricării modelelor uşor fuzibile pentru turnătoria de precizie**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14**, (1962), nr. 4, p. 326 – 327

Liviu Tătaru : **Determinarea efortului axial la agregatul duo în cazul laminării ţevilor din oţel fără sudură**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, **14** (1962), nr. 4, p. 328 – 330

(Urmare pe verso)

Construcția de mașini

Cornel Lazăr : **Dezvoltarea industriei constructoare de mașini în U.R.S.S.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, **14** (1962), nr. 4, p. 331–335

Adrian Dumitrescu : **Unele probleme ale fabricării în țară a motorului Diesel mare marin**

Se arată tendințele actuale în construcția motorului Diesel mare marin, legate de evoluția construcțiilor navale și a sistemelor de propulsie a navelor ; se analizează apoi perspectivele fabricării în R.P.R. a acestui motor.

Metalurgia și Construcția de Mașini, **14** (1962), nr. 4, p. 335–352

Waldemar Ghețu : **Modernizarea mașinilor-unelte**

În articol se tratează aspectul general al problemei modernizării mașinilor-unelte, sistematizîndu-se aspectele tehnice și economice.

Metalurgia și Construcția de Mașini, **14** (1962), nr. 4, p. 353–358

Pentru tînărul inginer

Valentin Cosoroabă : **Dimensionarea supapelor automate pentru compresoarele cu piston**

Metalurgia și Construcția de Mașini, **14** (1962), nr. 4, p. 359–361

Protecția muncii

Otto Schnabel : **Instalație de protecție pentru combaterea accidentelor la presele cu excentric**

Se prezintă o nouă instalație de protecție pentru combaterea accidentelor la presele cu excentric, realizată și experimentată de către Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii.

Metalurgia și Construcția de Mașini, **14** (1962), nr. 4, p. 362–367

Invenții 368
Documentare 368–374
Recenzii 375–379
Cronică 379–381
Informații 381–382

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bubic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I. Hobea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manoliu** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop**, ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, candidat în științe tehnice — redactor responsabil, ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu** ; ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**.

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

CZ 669.162.142

Influența granulației calcarului asupra proprietăților fizico-chimice ale aglomeratului autofondant

Ing. VALENTIN RĂILEANU
Combinatul siderurgic Hunedoara

Una dintre cele mai importante măsuri care contribuie la realizarea unor indici ridicați de folosire a furnalelor și la reducerea consumului specific de cocs este utilizarea aglomeratului autofondant.

Datorită proprietăților sale (o reductibilitate crescută și o bazicitate apropiată sau chiar egală cu a celei a zgurei rezultate din furnal), aglomeratul autofondant contribuie atît la creșterea productivității furnalelor cît și la reducerea consumului de cocs. În prezent, țările producătoare de mari cantități de fontă au extins utilizarea la furnale a aglomeratului autofondant în proporții de 50–100%. Bineînțeles că eficacitatea economică este factorul principal care determină aplicarea noului procedeu într-un timp relativ scurt.

În Uniunea Sovietică, paralel cu extinderea utilizării aglomeratului la majoritatea furnalelor, se duce și o intensă muncă de cercetare privind creșterea producției de fontă și reducerea consumului de cocs, folosind aglomerat autofondant de diferite bazicități și diferite sisteme de încărcare a furnalelor.

Înainte de a se trece la fabricarea acestui produs nou la Combinatul siderurgic Hunedoara, s-a considerat foarte utilă executarea unor experimentări de fabricare a aglomeratului autofondant, urmărind, deocamdată, modul în care calcarul măcinat influențează asupra aglomeratului autofondant sub aspect cantitativ și granulometric.

Experiențele fabricării aglomeratului autofondant s-au efectuat la instalația experimentală a fabricii de aglomerate, ale cărei caracteristici sînt următoarele:

— încărcătura maximă a recipientului	55 kg;
— suprafața de aglomerare	0,09 m²;
— înălțimea maximă a stratului	350 mm;
— depresiunea	800 mm col.apă.

Cercetările au avut ca scop:

— determinarea influenței granulației calcarului și a bazicității aglomeratului asupra rezistenței mecanice a aglomeratului autofondant;

— determinarea influenței conținutului de CaO liber din aglomerat asupra granulației aglomeratului;

— determinarea influenței umidității asupra aglomeratului autofondant răcit cu aer.

Pentru determinarea influenței granulației calcarului și a bazicității aglomeratului asupra rezistenței mecanice a aglomeratului, s-au efectuat 18 experiențe, dozîndu-se calcarul pentru bazicitățile de 0,6; 0,8; 1,0 și 1,2.

Pentru fiecare bazicitate s-au folosit pe rînd granulațiile următoare: 100% calcar mai mic decît 3 mm; 90% calcar mai mic decît 3 mm; 80% calcar mai mic decît 3 mm, iar pentru bazicitatea 1,0 și 1,2, unde s-a urmărit influența granulației calcarului asupra conținutului de CaO liber din aglomerat, s-au făcut încercări și cu granulația 70% calcar mai mic decît 3 mm.

Calcarul mai mare decît 3 mm este cuprins în clasa granulometrică 3–5 mm. Cu valorile rezistenței mecanice și cu conținutul de CaO liber, rezultat în funcție de granulația calcarului și a bazicității aglomeratului, s-au construit diagramele din figurile 1, 2 și 3, care elucidează prima problemă din planul de muncă propus.

Pentru determinarea influenței conținutului de CaO asupra granulației aglomeratului, s-a procedat în felul arătat mai jos:

Proba din care s-a prelevat partea reprezentativă în vederea determinării CaO s-a împărțit în trei părți. Prima parte s-a umezit cu o cantitate de apă reprezentînd 20% din greutatea probei. Apa s-a adăugat sub formă de duș, lăsîndu-se pînă la uscare. Proba de granulație s-a făcut trecîndu-se aglomeratul prin sita cu ochiul de 5 mm. În felul acesta s-a determinat influența umidității asupra aglomeratului autofondant răcit cu aer pentru aglomeratul de bazicitate 0,8; 1,0 și 1,2, cu participațiile de

10; 20 și 30% calcar mai mare decît 3 mm. Cu valorile rezultate s-a construit diagrama din figura 5.

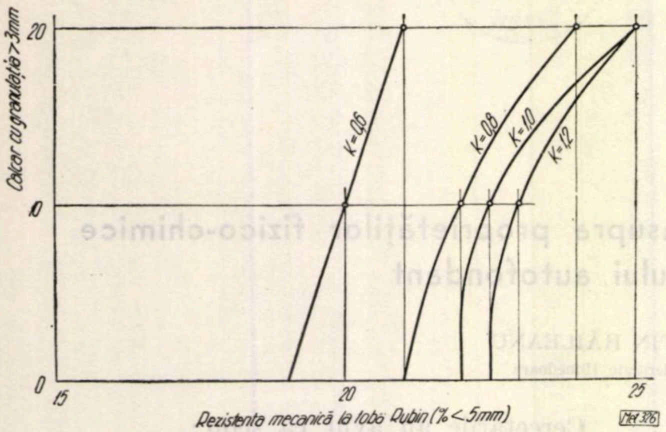


Fig. 1. Influența granulației calcarului asupra rezistenței mecanice, la toba Rubin, a aglomeratului de diferite bazicități (*K*).

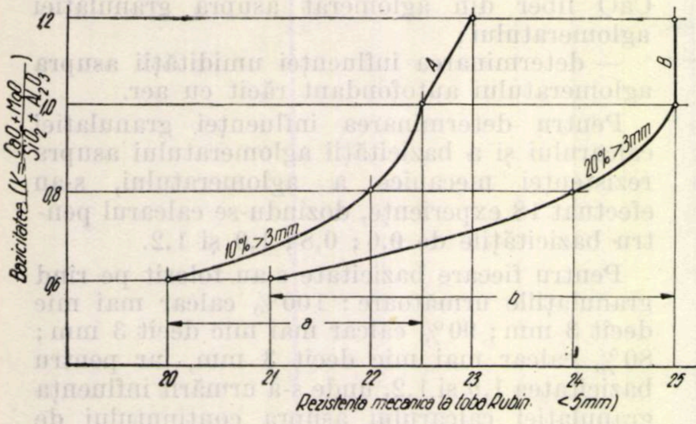


Fig. 2. Influența bazicității aglomeratului și a granulației calcarului asupra rezistenței mecanice la toba Rubin.

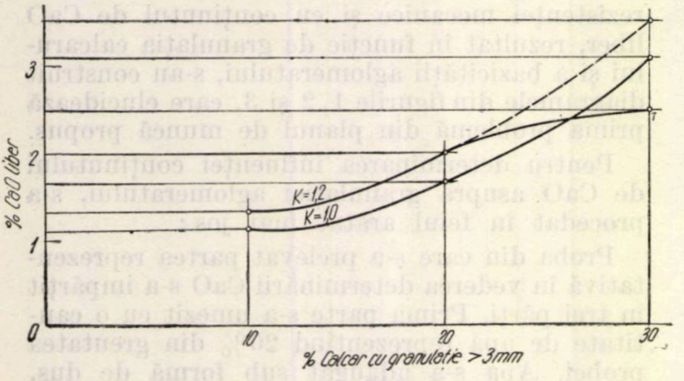


Fig. 3. Influența granulației calcarului asupra conținutului de CaO liber din aglomerat (pentru bazicitatea de 1,0 și 1,2).

Celelalte două părți din probele amintite mai sus au fost depozitate în cutii deschise (circa 12 kg) într-o încăpere cu aerisire. După 10 zile s-au ciuruit prin sita cu ochiuri de 5 mm toate probele și cu valorile obținute s-a trasat diagrama din figura 4, iar după 20 zile, respectiv

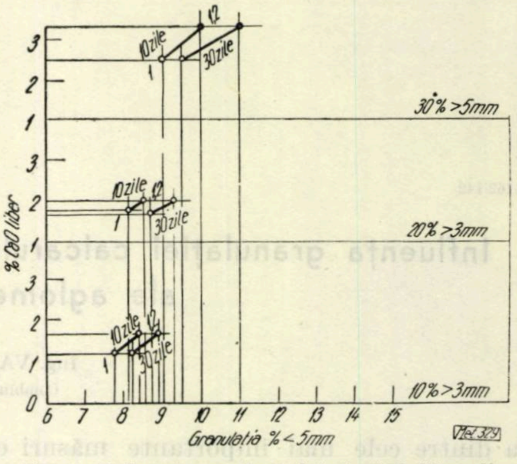


Fig. 4. Influența conținutului de CaO liber din aglomerat asupra granulației aglomeratului expus atmosferei la 10 și 20 zile.

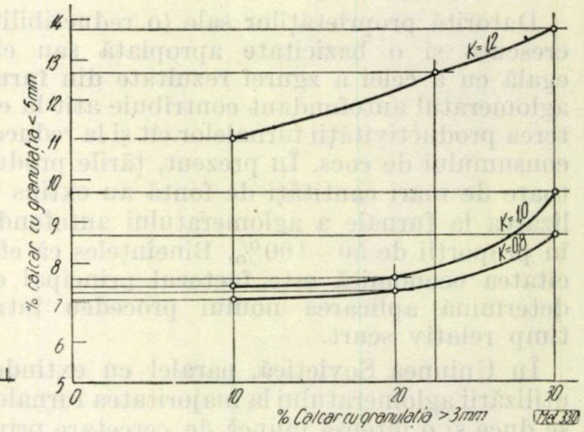


Fig. 5. Influența umidității asupra granulației aglomeratului de diferite bazicități în funcție de conținutul în % al calcarului > 3 mm.

30 zile de la data fabricației, s-a ciuruit celălalt lot de probe, rezultatele înscriindu-se pe aceeași diagramă.

În vederea efectuării experiențelor s-au stabilit în prealabil următorii parametri constanți pe tot parcursul lucrării:

1. Șarja: 52 kg;
   a) partea minerală + fondant 40 kg;
   b) retur 12 kg (23%);
   c) cocs mărunt 2,750 kg (5,3%);
2. Umiditatea: 5,8%;
3. Rețeta:
   Krivoi Rog 60%;
   siderită 30%;
   praf de furnal 10%;
   100%.

4. Granulația materialelor a fost, de asemenea, constantă: Krivoi Rog de la 0–6 mm; siderită 0–25 mm, cu excepția calcarului, care s-a dozat, respectîndu-se riguros procentajele propuse.

5. Adaosurile de calcar necesar pentru realizarea bazicității propuse s-au calculat după formula lui Arhipov:

$$Af = \frac{100\,(ka - b)}{k(a - c) + (d - b)}.$$

6. Cantitatea de calcar care depășea granulația de 3 mm a fost cuprinsă în fracțiunea granulometrică 3–5 mm și s-a obținut adăugînd calcar cu această granulație la calcarul cu granulația 0–3 mm.

7. S-a acordat o atenție deosebită desfășurării în condiții similare a lucrărilor pregătitoare (preparatoare) a șarjei dozate, cum sînt: amestecarea, umezirea, globulizarea și încărcarea șarjei în instalația de aglomerare, dîndu-se o deosebită atenție segregării naturale a șarjei, imitîndu-se la scară redusă condițiile în care are loc procesul tehnologic de aglomerare la scară industrială.

8. Aprinderea șarjei pentru amorsarea procesului de aglomerare s-a executat în condiții identice pentru toate probele, folosindu-se un arzător cu gaze de cocs, care a fost mișcat pe suprafața de aglomerare cu o viteză de 150 mm/min, asigurîndu-se o aprindere optimă după o durată de două minute.

9. Menținerea depresiunii și a duratei de coacere a avut valori constante la toate probele, și anume: 15 min la o depresiune de 800 mm col. apă, realizîndu-se în acest fel condiții identice de răcire a aglomeratului.

10. Executarea probelor mecanice, rezistența la toba Rubin (granulație), precum și cea de-a doua parte a lucrărilor: prelevarea probelor în vederea determinării caracteristicilor chimice, s-au desfășurat după prescripțiile normelor existente în literatura de specialitate.

Rezultatele obținute, pe baza cărora s-au trasat diagramele și s-au tras concluziile, corespund în marea lor majoritate datelor existente în literatura de specialitate.

Excepțiile înregistrate, în special acelea privind proprietățile chimice, ca de exemplu variația în limite largi a conținutului de SiO_2, CaO liber, CaO, Fe etc. din aglomerat, se datoresc în cea mai mare parte practicii defectuoase de prelevare și preparare a probelor.

Ameliorarea acestor variații s-a constatat în etapa a doua a cercetărilor, începînd cu proba 10, cînd de altfel s-au și tras concluziile asupra celor mai eficiente modalități de prelevare și preparare a probelor, atît în scopul determinării lor în cadrul unor experiențe de aglomerare, cît și aplicării lor la scară industrială.

Rezultatele obținute

Influența granulației calcarului și a bazicității aglomeratului asupra rezistenței mecanice a aglomeratului autofondant. Rezultatele din diagrama din figura 1 confirmă în întregime comunicările din literatura de specialitate referitoare la influența granulației asupra rezistenței mecanice a aglomeratului.

Executîndu-se cîte o probă pentru bazicitate de 0,6; 0,8; 1,0 și 1,2 cu calcarul măcinat sub 3 mm s-au obținut cele mai ridicate valori ale rezistenței mecanice la toba Rubin, și anume 19, 21, 22, 22,5% (% mai mic de 5 mm).

Pentru a vedea în ce măsură adăugarea calcarului din fracția 3–5 mm influențează asupra rezistenței mecanice, s-au dozat 10% calcar din fracțiunea de 3–5 mm și restul sub 3 mm.

Rezultatele obținute la acest aglomerat de diferite bazicități confirmă pe deplin influența negativă a granulelor de calcar mai mari de 3 mm, chiar într-o proporție redusă. Valorile rezistenței mecanice sînt inferioare celor obținute în cazul cînd granulația calcarului a fost în întregime sub 3 mm.

Valorile obținute la această serie de încercări sînt: 20; 22; 22,5; 23% (% mai mic de 5 mm).

Mărind conținutul fracțiunii 3–5 mm din calcarul dozat pentru bazicitățile de 0,6; 0,8; 1,0 și 1,2 la 20% (80% mai mic de 3 mm), s-au obținut valori și mai mici ale rezistenței mecanice, ceea ce confirmă cu și mai multă tărie influența negativă a granulației necorespunzătoare a calcarului asupra rezistenței mecanice a aglomeratului. Valorile rezistenței mecanice de 21,24, 25 și 25,5%, obținute la această serie de încercări, reprezintă cele mai scăzute rezistențe mecanice din încercările efectuate.

Cu toate că numărul încercărilor (12) pare insuficient pentru stabilirea legii variației rezistenței mecanice în funcție de granulația calcarului și bazicitate, considerăm că această problemă este în cea mai mare parte lămurită, cu atît mai mult cu cît ea nu reprezintă o noutate în acest domeniu.

Explicația științifică a fenomenului, de asemenea, nu comportă demonstrații, deoarece este cunoscut că în procesul aglomerării o seamă de granule ale materialului supus sinterizării, în special acele superioare dimensiunilor de 3 mm, nu sînt dizolvate în masa aglomeratului și rămîn înglobate în această masă, suferind diverse modificări ale proprietăților chimice și fizice superficiale. Astfel calcarul se transformă în CaO liber, care chiar în procesul răcirii forțate a aglomeratului cu aerul aspirat prin stratul superior se transformă parțial în $Ca(OH)_2$, constituind centre de minimă rezistență în masa aglomeratului.

Transformarea totală a CaO liber în $Ca(OH)_2$ are loc într-un timp relativ mai îndelungat, 5—15 zile; aceasta în funcție de porozitatea aglomeratului și umiditatea aerului.

Măsura în care bazicitatea aglomeratului influențează asupra rezistenței sale mecanice se poate vedea mai bine în diagrama din figura 2, unde pe baza acelorași date s-au trasat două curbe ale variației rezistenței mecanice în funcție de bazicitate (curba *A* pentru 10% calcar mai mare decît 3 mm și curba *B* pentru 20% calcar mai mare decît 3 mm).

Se observă că în cazul curbei *B* avem un interval mai larg de variație a rezistenței mecanice (21—25), cînd bazicitatea variază de la 0,6 la 1,0 în cazul curbei *A* (20—23).

Aceasta ne conduce la concluzia precisă că granulația calcarului este aceea care hotărăște obținerea unui aglomerat autofondant cu o rezistență mecanică bună sau satisfăcătoare, iar bazicitatea afectează într-o măsură mai mică această latură a calității, cu condiția ca granulația calcarului să fie optimă. Deci nu mai poate fi pus la îndoială faptul că, cu cît bazicitatea aglomeratului este mai mare, cu atît o granulație necorespunzătoare a calcarului duce la o variație a rezistenței mecanice în limite mai largi.

De aici rezultă concluzia că, o dată cu creșterea bazicității aglomeratului, trebuie acordată o mai mare atenție granulației calcarului în scopul obținerii unui aglomerat cu rezistență mecanică bună. Din experiențele făcute rezultă și măsura în care granulația calcarului influențează asupra conținutului de CaO liber din aglomerat, după cum se poate vedea în diagrama din figura 3.

Cele mai edificatoare sînt rezultatele celor patru probe, aparținînd cîte două aglomeratului cu bazicitatea de 1,0, respectiv cu 1,2, cu o participație a fracțiunii 3—5 mm cu calcarul măcinat de 10%, respectiv 20%. Considerăm că rezultatele obținute pentru aglomeratul cu $K = 1,0$ și 30% calcar mai mare de 3 mm corespund realității, însă nu și rezultatele pentru bazicitate de $K = 1,2$. De la prima vedere se poate trage concluzia că granulația calcarului influențează în mod sensibil asupra conținutului de CaO liber din aglomerat, care, după cum se știe, constituie punctele de minimă rezistență în masa aglomeratului încă din prima fază [aceea cînd încă nu este transformat în $Ca(OH)_2$]. Evoluția conținutului de CaO liber s-a urmărit și la aglomeratul cu bazicitatea 0,6 și 0,8, însă, datorită faptului că nu a existat o metodă eficientă a prelevării și preparării probelor, rezultatele nu sînt concludente. Astfel la aglomeratul cu bazicitatea 0,6 pentru o participație a calcarului mai mare de 3 mm în proporție de 10%, s-a obținut un conținut de 1,27% CaO liber, iar pentru o participație de 20% a calcarului mai mare de 3 mm, 0,88% CaO liber. Rezultatele inverse ar fi mai verosimile. La aglomeratul cu bazicitate 0,8 s-a înregistrat conținutul de CaO liber de 0,78% și 2,25% pentru participațiile de 10% și respectiv 20% calcar mai mare de 3 mm.

Influența conținutului de CaO *liber asupra granulației aglomeratului.* Prin încercările făcute s-au obținut valorile granulației probelor de aglomerat corespunzînd participațiilor de 10%, 20% și 30% calcar mai mare de 3 mm și conținutului de CaO liber determinat pentru fiecare participație în parte. Cu valorile rezultate s-au trasat curbele din figura 4.

Examinînd această diagramă, se remarcă o înrăutățire a indicilor de granulație în raport cu creșterea participațiilor de calcar mai mare de 3 mm și în același timp a conținutului de CaO liber. Această creștere a indicilor de granulație, după cum era de așteptat, este mai accentuată pentru probele care au fost depozitate un timp mai îndelungat, în cazul nostru 30 zile de la fabricație. În acest fel explicația științifică a influenței conținutului de CaO liber asupra rezistenței mecanice a aglomeratului, prin crearea de centre de minimă rezistență, este valabilă și pentru explicația creșterii indicelui de granulație.

Dacă la aglomeratul cu o bazicitate de 1,0, avînd un conținut de CaO liber de 1,18%, după 10 zile de depozitare se obține o granulație de 7,8% (mai mic de 5 mm), la un aglomerat cu aceeași participație a calcarului mai mare de 3 mm de 10%, dar de bazicitate 1,2 și cu un conținut de CaO liber de 1,56%, s-a obținut după același număr de zile o granulație de 8,3%, iar după 30 zile de depozitare la primul aglomerat granulația a crescut la 8,2% și la cel de-al doilea la 8,9%. Aceasta corespunde unei creșteri de 5% a fracțiunii 0—5 mm în cazul aglomeratului de bazicitate 1,0 și unei creșteri de 7% în cazul aglomeratului de bazicitate 1,2 pentru aceeași participație de 10% calcar mai mare de 3 mm.

Creșterea măruntului în aglomerat, respectiv a fracțiunii de 0—5 mm, este și mai accentuată în cazul aglomeratului produs cu o participație de 20 și 30% a calcarului mai mare de 3 mm. Astfel, după 20 zile depozitare, la aglomeratul de bazicitate 1,0 și participație de 20% a calcarului mai mare de 3 mm se înregistrează o creștere a fracțiunii 0—5 mm de 6%, iar la cel de bazicitate 1,2 — peste 9%.

Concluziile sînt următoarele :

— conținutul ridicat de CaO liber din aglomerat are o influență negativă asupra granulației aglomeratului, mărind conținutul fracțiunii mărunte de 0—5 mm;

— pentru același conținut de CaO liber din aglomerat, dacă acesta se va depozita mai mult de 10 zile, se va obține o valoare și mai ridicată a conținutului fracțiunii de 0—5 mm;

— creșterea fracțiunii de 0—5 mm este direct proporțională cu bazicitatea și cu participația calcarului mai mare de 3 mm, respectiv cu procentul de CaO liber.

Influența umidității asupra aglomeratului autofondant răcit cu aer s-a studiat cu scopul de a se cerceta posibilitatea îndepărtării prafului care se formează la descărcarea aglomeratului în buncărele furnalelor, deci ca o măsură de protecție a muncii, și posibilitatea reducerii timpului de răcire în vagoanele autodescărcătoare și protecția acestora.

Determinările s-au executat pentru aglomeratul de bazicitate 0,8; 1,0 și 1,2 cu o participație de 10, 20 și 30% calcar mai mare de 3 mm, care în prealabil a fost răcit cu aer și stropit cu o cantitate de apă ce reprezintă 20% din greutatea probei.

Indicele de granulație rezultat reprezenta trecerea prin sita de 5 mm. Diagrama din figura 5, care s-a construit pe baza datelor rezultate din această categorie de încercări, arată de fapt variația indicelui granulometric în funcție de participația calcarului mai mare de 3 mm și bazicitatea aglomeratului stropit cu o cantitate constantă de apă. Deci nu s-a urmărit variația granulației în funcție de umiditate. Examinînd comparativ efectul conținutului de CaO liber din aglomerat asupra granulației acestuia (fig. 4) și efectul unui adaos constant de umiditate asupra aceluiași aglomerat, se remarcă următoarele: aglomeratul umezit imediat după fabricație, după trei ore, necesare pentru evaporarea umidității, trecut prin sita de 5 mm, dă o cantitate de mărunt, în cazul bazicității 1,0 și participațiilor de 10% calcar mai mare de 3 mm, de 7,4%; pentru 20% calcar mai mare de 3 mm — 7,6%, iar pentru 30% calcar mai mare de 3 mm — 9,6%.

Comparînd acești indici cu cei arătați în figura 4, pentru aglomeratul care a fost depozitat un număr de 10 zile, și anume pentru procente de: 10% calcar mai mare de 3 mm, 8,15% calcar mai mic de 5 mm și pentru procente de 30% calcar mai mare de 3 mm și 9,5% calcar mai mic de 5 mm, constatăm că umiditatea dozată imediat după fabricație are aproximativ același efect ca și depozitarea aglomeratului timp de circa 10 zile. Aceasta înseamnă că prin umezirea cu apă cea mai mare parte din granulele de CaO se transformă imediat în $Ca(OH)_2$, slăbind rezistența aglomeratului, ceea ce de altfel s-a observat și prin faptul că apa care rezultă din umezirea aglomeratului are aspectul laptelui de var diluat, iar fenolftaleina indică un pronunțat caracter bazic.

Influența negativă a umidității asupra granulației aglomeratului se face mult mai simțită la o bazicitate mai ridicată. Astfel, făcînd aceeași comparație pentru aglomeratul de bazicitate 1,2, observăm că pentru toate cele trei participații de 10, 20 și 30% calcar mai mare de 3 mm, la aglomeratul stropit cu apă se obțin indici ai granulației superiori celor obținuți în cazul depozitării timp de 10 zile după fabricație.

Valorile indicilor granulometrici de 10,9, 12,5 și 13,8% s-au obținut în cazul stropirii cu apă, iar la aglomeratul de aceeași bazicitate, păstrat 10 zile de la fabricație, s-au obținut indici: 8,3; 8,5 și 10% calcar mai mic de 5 mm.

Concluziile care se pot trage din aceste ultime încercări sînt:

— în orice situație ar fi umezit aglomeratul autofondant, umiditatea are o influență negativă asupra granulației și rezistenței mecanice;

— acțiunea negativă a umidității este cu atît mai puternică cu cît bazicitatea aglomeratului este mai mare și cu cît granulația calcarului utilizat la fabricarea aglomeratului este mai puțin satisfăcătoare (cu cît conținutul fracțiunii 3—5 mm este mai mare);

— pentru bazicități relativ mai scăzute (0,8), se poate considera că umiditatea nu va avea o acțiune atît de defavorabilă și s-ar putea admite în cazul unei granulații satisfăcătoare a calcarului.

Din încercările făcute se constată că conținutul de CaO liber din aglomerat devine principalul indicator al proprietăților fizice ale aglomeratului autofondant, și ca atare eforturile pentru ameliorarea valorii conținutului de CaO liber din aglomerat, prin realizarea unei granulații optime a calcarului granulat, vor coincide cu eforturile pentru obținerea unui aglomerat de calitate.

Concluzii

În procesul tehnologic de fabricare a aglomeratului autofondant, cea mai mare atenție trebuie acordată granulației calcarului concasant, în așa fel încît să se tindă la realizarea unei granulații de 100% calcar mai mic de 3 mm.

O granulație necorespunzătoare a calcarului duce în primul rînd la creșterea conținutului de CaO liber în aglomerat.

Conținutul de CaO liber din aglomerat crește cu bazicitatea aglomeratului la o granulație constantă a calcarului.

Conținutul de CaO liber din aglomerat are cea mai mare influență asupra rezistenței mecanice a aglomeratului, și anume cu cît crește acest conținut scade rezistența aglomeratului.

Apa stropită peste aglomeratul autofondant are o influență negativă asupra rezistenței sale mecanice și asupra granulației.

Acțiunea distructivă a apei este cu atît mai mare cu cît bazicitatea aglomeratului crește și cu cît granulația calcarului este mai mare, deci cu cît aglomerația conține mai mult CaO liber.

Pentru un aglomerat cu o bazicitate mai scăzută (0,6—0,8), se consideră că apa stropită, după ce acesta a atins temperatura de 200°C, nu va avea consecințe importante asupra granulației și rezistenței mecanice, cu condiția ca conținutul de CaO liber să fie sub 1%.

CZ 669.162.252

Un nou sistem de epurare a gazului de furnal

Ing. ION BĂRĂSCU
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

Întrucît gazul de furnal produs va deveni unul dintre combustibilii de bază folosiţi în combinatele siderurgice, importanţa epurării lui este o problemă actuală.

Condiţiile de puritate a gazului de furnal cerute de diferiţi consumatori s-au schimbat treptat în decursul ultimilor 80 de ani, funcţie de sistemele de ardere şi de necesităţile tehnologice. Astfel, prin anii 1920 – 1930 se puteau întîlni caupere şi centrale de cazane care foloseau gazul de furnal epurat brut, cu un conţinut de praf de 1 – 3 g/m³.

În prezent, conţinutul de praf admis prin normele unionale din U.R.S.S. este de 20 mg/m³, însă nu întotdeauna acest grad de purificare satisface cerinţele tuturor consumatorilor. De exemplu, pentru funcţionarea în bune condiţii şi fără întrerupere a cuptoarelor de la uzinele cocsochimice, este necesar ca în compoziţia gazului de furnal conţinutul de praf să nu depăşească 8 – 10 mg/m³.

Din cele arătate mai sus decurge necesitatea epurării gazului de furnal pînă la gradul necesar satisfacerii celor mai exigente instalaţii de consum.

Schemele existente pentru epurarea gazului de furnal se împart în mod convenţional în trei categorii:

— epurarea brută în sacii de praf şi în cicloane, în care gazul pătrunde cu un conţinut de praf iniţial de 40 – 50 g/m³, care se reduce prin decantare şi respectiv centrifugare pînă la 6 – 10 g/m³;

— epurarea semifină în scrubere, în care gazul este răcit de la + 250°C pînă la + 40°C şi purificat pînă la 0,5 – 1 g/m³;

— epurarea fină, după care gazul trebuie să posede un conţinut de praf de 5 – 10 mg/m³.

Întrucît epurarea brută şi semifină se fac satisfăcător din punct de vedere tehnologic şi economic, cu ajutorul agregatelor clasice, ne vom ocupa numai de epurarea fină, întrucît aceasta a fost problema dificilă pe care a trebuit să o soluţioneze tehnica modernă.

Epurarea fină a gazului de furnal se poate realiza utilizînd agregatele clasice, ca dezintegratoarele Theissen, sau cele moderne, ca: electrofiltrele, oscilatoarele ultrasonice, filtrele cu saci sau tuburile Venturi.

În ţara noastră, pînă în anul 1961, pentru epurarea gazului de furnal produs de Combinatul siderurgic Hunedoara, Combinatul metalurgic Reşiţa şi Uzinele „Victoria”-Călan, s-au folosit exclusiv dezintegratoarele Theissen.

În ţările cu potenţial industrial ridicat, în ultimii ani, agregatele clasice au început să fie înlocuite cu cele moderne, care oferă importante avantaje din punct de vedere tehnologic şi economic.

În tabela 1, publicată în revista Blast Furnace Steel Plant, vol. **44** [3], în care agregatele de epurare fină sînt clasificate din punctul de vedere al eficacităţii, rezultă că după filtrele cu saci, care asigură un randament de 99,9%, urmează tuburile Venturi, cu un randament de 99,6%.

Dacă la aceasta se adaugă faptul că filtrele cu saci au un preţ de cost mult mai mare decît tuburile Venturi şi că aplicarea lor la epurarea gazului cu presiune ridicată este destul de dificilă, întrucît necesită o pînză cu rezistenţă mecanică ridicată, se poate trage concluzia că sistemul cel mai indicat pentru epurarea gazului produs de furnalele care funcţionează cu presiune înaltă este acela cu tuburi Venturi.

Tabela 1

Sistemul de epurare	Eficacitatea pentru particule sub 5 μ, %
1. Ciclon cu eficacitate medie	27
2. Ciclon cu eficacitate ridicată	73
3. Ciclon celular de joasă presiune	42
4. Ciclon tubular	89
5. Filtru electric uscat	92
6. Filtru electric umed	98
7. Ciclon irigat (umed)	87
8. Filtru cu saci	99,9
9. Turn de stropire	94
10. Desprăfuitor cu stropire	93
11. Dezintegrator	98
12. Scruber Venturi	99,6

Din aceste considerente, precum şi datorită faptului că furnalele realizate recent de Combinatul metalurgic Reşiţa sînt dotate cu instalaţii de epurare cu tuburi Venturi, vom trata acest sistem de epurare şi vom prezenta rezultatele obţinute prin utilizarea lui.

Tuburile Venturi, concepute ca agregate de epurare a gazelor, au o înaltă eficacitate chiar pentru aerosolii cu dimensiuni de 20 – 0,001 μ, întrucît separarea se bazează pe mărirea volumului şi a masei particulei supuse înlăturării. Obţinîndu-se particule de dimensiuni mari, acestea pot fi captate cu ajutorul unor agregate curente, ca, de exemplu, cicloanele cu peliculă de apă.

Realizarea particulelor cu masă mare se poate produce prin aglutinarea particulelor cu masă mică numai dacă în anumite condiţii se adaugă aerosolului primar un aerosol secundar.

Cercetările lui Sell, Bun, Ceron, şi Vasseur, [7] au permis să se elaboreze teoria mişcării suspensiilor şi să se stabilească bazele teoretice ale aglutinării particulelor.

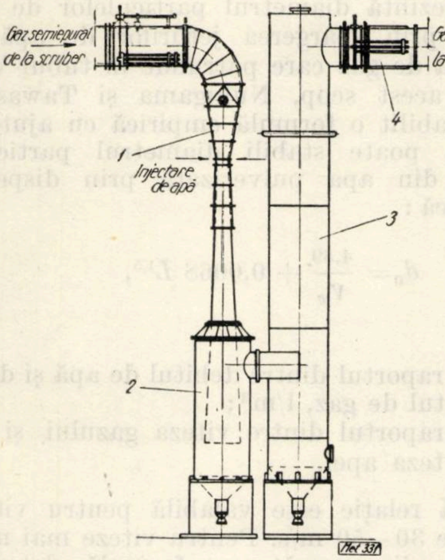


Fig. 1. Schema de principiu a instalaţiei de epurare cu tub Venturi :

1 – tub Venturi ; 2 – separator de nămol ; 3 – ciclon cu peliculă şi separator de picături ; 4 – clapă drossel.

În tubul Venturi, aglutinarea particulelor de praf, care reprezintă aerosolul primar, se face în timpul introducerii aerosolului secundar, care poate fi un lichid oarecare sau apă. În continuare, prezentăm principiul de funcţionare a unei asemenea instalaţii.

Gazul pătrunde în tubul Venturi, ajungînd în porţiunea strangulată la o viteză maximă de 100 – 150 m/s. În această porţiune, se introduce apă pulverizată, care sub influenţa vitezei mari a gazului se dispersează în particule foarte fine, creînd astfel aerosolul secundar. Curgerea turbulentă provoacă o amestecare intimă a celor doi aerosoli, asigurînd aglutinarea aerosolului primar (praful). Particulele astfel aglutinate sînt reţinute într-un separator de şlam şi apoi într-un ciclon cu peliculă de apă. În figura 1 se prezintă schema unei asemenea instalaţii.

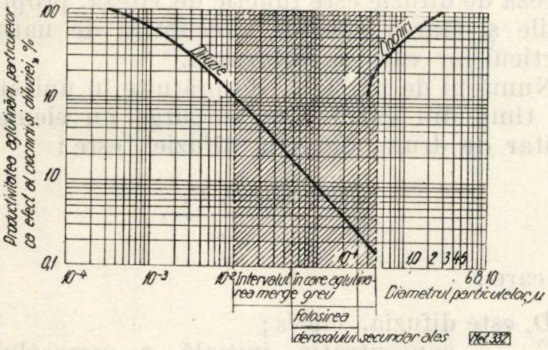


Fig. 2. Variaţia aglutinării particulelor funcţie de diametrele lor.

Aglutinarea particulelor se produce prin ciocnire, prin difuzie sau prin atracţie elctrostatică, în funcţie de proprietăţile fizico-chimice ale aerosolilor primar şi secundar, cît şi în funcţie de diametrele lor.

În figura 2 este prezentată grafic variaţia aglutinării particulelor în funcţie de diametrele lor.

Din această diagramă rezultă că particulele cu diametrul mai mare de 0,5μ se aglutinează prin ciocnire şi că acest efect creşte în funcţie de diametru. Particulele cu diametrul de 0,001 – – 0,5μ se aglutinează prin difuzie, iar cele cu diametrul de 0,01 – 0,5μ se aglutinează greu, efectul depinzînd în principal de alegerea aerosolului secundar.

Principiile care stau la baza teoriei aglutinării

a) *Aglutinarea sub influenţa forţelor de inerţie (prin ciocnire)*. Particulele cu diametrul mai mare de 0,5μ, care se aglutinează prin ciocnire, au o masă relativ mare, şi rezistenţa mediului este învinsă de forţa lor de inerţie. În cazul particulelor care curg printr-o conductă de diametrul d, distanţa maximă pe care o au de parcurs pentru a se ciocni este de $\frac{d}{2}$.

Rezistenţa mediului, conform legii lui Stockes, este :

$$R = 3 \cdot \pi \cdot \mu \cdot d_p \cdot v_p,$$

în care :

μ este viscozitatea dinamică a gazului, g.s/cm² ;
d_p — diametrul particulei, cm ;
v_p — viteza liniară a particulei aerosolului primar, cm/s.

Pentru ca să învingă această rezistenţă, particula trebuie să efectueze un lucru mecanic :

$$F_b \frac{d}{2},$$

în care :

F_b este forţa care acţionează particula pe drumul $\frac{d}{2}$.

Cum lucrul mecanic efectuat de particulă este egal cu energia ei cinetică, rezultă :

$$F_b \cdot \frac{d}{2} = \frac{m \cdot V_p^2}{2} \quad \text{sau}$$

$$F_b = \frac{m \cdot V_p^2}{d},$$

în care : m este masa particulei de aerosol primar.

Ținînd seamă că masa unei particule de formă sferică este:

$$m = \frac{\pi d_p^3}{6} \rho_p,$$

obținem:

$$F_b = \frac{\pi d_p^3}{6} \rho_p \frac{v_p^2}{d},$$

în care:

ρ_p este densitatea specifică a particulei aerosolului primar, $g \cdot s^2/cm^4$.

Împărțind cele două forțe (F_b la R), rezultă numărul care caracterizează inerția particulei în curentul de gaz:

$$\Phi = C_1 \cdot \frac{F_b}{R} = C_1 \frac{V_p \cdot d_p^2 \cdot \rho_p}{18 \cdot \mu \cdot d},$$

în care:

C_1 este coeficientul de recalculare.

În afară de inerție, desprăfuirea mai este influențată și de forța de gravitație:

$$F_c = m \cdot g,$$

$$F_c = \frac{\pi d_p^3}{6} \rho_p\, g,$$

în care:

g este accelerația gravitației (9,81 m/s^2).

Împărțind și forța F_c prin R, rezultă numărul care caracterizează forța de gravitație:

$$S = C_2 \frac{F_c}{R} = \frac{d_p^2 \rho_p \cdot g}{18 \cdot \mu V_p},$$

în care:

C_2 este coeficientul de recalculare.

Cunoașterea valorilor numerice ale lui Φ și S ne permite să stabilim dacă poate avea loc sau nu aglutinarea, în cazul întîlnirii celor doi aerosoli, prin compararea acestor valori cu cea a numărului A. Numărul A caracterizează ciocnirile eficace (cele care provoacă aglutinarea), și valoarea sa este dată de următorul raport:

$$A = \frac{m \cdot V_g}{k \cdot d_0},$$

în care:

d_0 este diametrul particulei de apă, cm, și ținînd seamă pentru particulele sferice de valoarea lui m și de $K = 3 \pi \mu d_0$, se obține:

$$A = \frac{d_p^2 \cdot V_g \cdot \rho_p}{18 \cdot d_0 \cdot \mu}.$$

Din această relație, rezultă că eficacitatea ciocnirilor crește cu viteza gazului și diametrul particulelor de praf și descrește cu diametrul particulelor de apă.

Pentru calcularea numărului A, întrucît valorile d_p, V_g, ρ_p și μ sînt cunoscute din ipotezele de calcul, este necesar să se afle valoarea lui d_0, care reprezintă diametrul particulelor de apă obținute prin spargerea jeturilor de apă de către vîna de gaz care pătrunde în tubul Venturi. În acest scop, Nukigama și Tawasava [7] au stabilit o formulă empirică cu ajutorul căreia se poate stabili diametrul particulei obținute din apa pulverizată prin dispersie pneumatică:

$$d_0 = \frac{4{,}89}{V_w} + 0{,}0068\, L^{1,5},$$

în care:

L este raportul dintre debitul de apă și debitul de gaz, l/m^3;
V_w — raportul dintre viteza gazului și viteza apei.

Această relație este valabilă pentru viteza gazului de 30—50 m/s. Pentru viteze mai mari se poate aplica următoarea formulă, determinată de aceiași autori:

$$d_0 = \frac{585 \sqrt{\sigma}}{V_w \sqrt{\rho_c}} + 597 \left(\frac{\mu_c}{\sqrt{\sigma \cdot \rho_c}}\right) 0{,}45 \left(1\,000 \frac{QL}{QA}\right) 1{,}5,$$

în care:

ρ_c este densitatea lichidului, $g \cdot s^2/cm^4$;
σ — tensiunea superficială a lichidului, dyne/cm;
μ_c — viscozitatea dinamică a lichidului, $g \cdot s/cm^2$;
QL — debitul de lichid, l/s;
QA — debitul de gaz, m^3/s.

b) *Aglutinarea particulelor ca efect al difuziei.* Difuzia este provocată de mișcarea browniană. Viteza de difuzie este funcție de viteza, proprietățile și starea gazului, precum și de natura particulelor care se difuzează.

Numărul de particule desprăfuite în unitatea de timp din gazul care parcurge un element unitar de drum, datorită difuziei, este:

$$N = \frac{\pi \cdot d_0^2 \cdot D_v \cdot C_0}{V_g \cdot x},$$

în care:

D_v este difuzia, cm^2/s;
C_0 — concentrația inițială a aerosolului primar (praful), particule/cm^3;
x — grosimea stratului laminar, cm.

Grosimea stratului laminar (x) pentru particule sferice cu diametrul mic, în curgere liberă a gazului, se poate lua egală cu raza particulei.

Ecuația care caracterizează mecanismul difuziei, dedusă de Edas [7], este:

$$\frac{d_0}{x} = 2 + 0,577 \left(\frac{d_0 V_g \cdot \rho_g}{\mu} \right) 0,5 \left(\frac{\mu}{\rho_g D_v} \right) 0,375.$$

D_v, în domeniul mișcării browniene, se determină cu relația:

$$D_v = \frac{K \cdot T \, (1 + 0,72 \, \lambda / d_p)}{3 d_p},$$

în care:

K este $1,38 \cdot 10^{-16}$ (ergi/°K), constanta lui Boltzman;
T — temperatura absolută a gazului, °K;
λ — drumul liber al particulei, cm.

Numărul care caracterizează aglutinarea ca efect al difuziei este:

$$\theta = \frac{C.R.T.}{\mu \cdot d_0 \cdot d_p \cdot V_p},$$

în care:

C este concentrația finală a aerosolului primar, particule/cm³.

Comparîndu-se valorile lui Φ și S, deduse anterior cu valoarea lui θ, se poate stabili dacă aglutinarea prin difuzie are loc sau nu.

c) Aglutinarea ca efect al atracției electrice. Uneori aerosolii cu diametrul sub 1 μ se aglutinează sub influența fenomenelor electrice sau electrostatice. Majoritatea particulelor au o sarcină electrică proprie, formată fie în procesul de obținere a aerosolului, fie datorită acțiunii de ionizare exterioară. S-a putut determina valoarea sarcinii electrice pentru o serie de particule cu diametrul de 0,2—6 μ. Gillespie și Langstroth [7] au ajuns la concluzia că sarcina medie a particulei (indiferent de semn) este aproximativ egală cu raza sa. În cazul a două faze disperse, una fiind încărcată artificial (aerosolul secundar), există două feluri de forțe electrice, și anume: sarcini constante și sarcini induse.

Criteriile care caracterizează aglutinarea sub influența atracției electrice se calculează cu relațiile:

— pentru sarcini constante:

$$E_1 = \frac{c \, (q_p - q_{ac})}{3 \pi \mu E_0 d_p V_p};$$

— pentru sarcini induse:

$$E_2 = \frac{2 \, (e_1 - e_2) \cdot c \cdot d^2 \cdot q_{ac}^2}{3 e_1 - 2 e_2 E_0 \cdot d_p \cdot V_p},$$

în care:

E_1 este numărul adimensional care caracterizează forța de atracție a particulelor în mediul dat, ca efect al sarcinilor permanente;
E_2 — numărul adimensional care caracterizează forța de atracție a particulelor în mediul dat, ca efect al sarcinilor induse;
E_0 — distanța admisibilă, cm;
e_1 — constanta dielectrică a particulelor;
e_2 — constanta dielectrică a gazului;
q_p — sarcina electrică a particulelor de aerosol primar, q;
q_{ac} — sarcina electrică pe suprafața colectoare (în acest caz sarcina pe suprafața particulei de aerosol secundar), q.

O dată aflate valorile E_1 și E_2, ele trebuie comparate cu numărul A, pentru a se stabili dacă aglutinarea are loc sau nu.

Efectuîndu-se calculele cu aceste formule, se va cònstata că particulele de aerosol de circa 0,5 μ se aglutinează mai ușor cu ajutorul forțelor electrice decît ca efect al difuziei.

Randamentul aglutinării sub influența sarcinilor electrice ale particulelor depinde de gradul de încărcare a aerosolului cu sarcini de sens contrar.

Calculul instalației de epurare a gazului cu tuburi Venturi

Din cele arătate mai sus, rezultă că eficacitatea epurării gazului în instalațiile cu tuburi Venturi este în funcție de gradul de aglutinare a particulelor de praf, care la rîndul său depinde de proprietățile lor fizice și chimice, de natura și starea gazului care le conține, de cantitatea de apă în l/m³ de gaz și gradul ei de pulverizare.

Pe baza calculelor teoretice și a rezultatelor obținute pe cale experimentală, s-au întocmit diagrame din care rezultă concentrația finală de praf a gazului epurat în funcție de consumul de apă și de pierderea de presiune în tub, respectiv de viteza gazului.

Astfel, în diagrama din figura 3 este reprezentată grafic variația conținutului final de praf în gazul epurat în funcție de pierderea de presiune în tubul Venturi, precum și variația pierderii de presiune în funcție de consumul de apă.

În diagrama din figura 4 este reprezentată grafic variația conținutului final de praf în gazul epurat în funcție de pierderea de presiune pentru intervalul 0—2 000 mm col. apă.

Folosindu-se datele din diagrama din figura 4, calculul tubului Venturi se desfășoară după cum urmează:

— pentru obținerea unei concentrații finale de praf de g, mg/m³, corespunde o pierdere de presiune ΔP_t, mm col. apă;

— pornind de la această pierdere de presiune ca bază de calcul, determinăm viteza maximă în tub :

$$\Delta P_t = \Delta P_g + \Delta P_a,$$

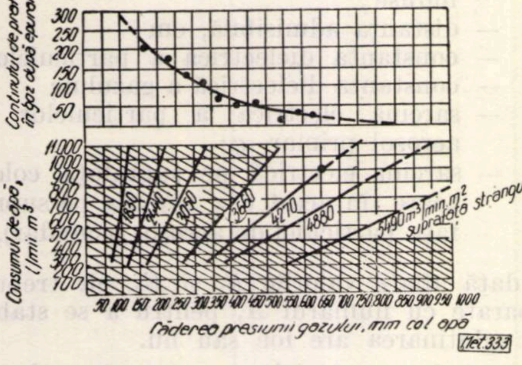


Fig. 3. Variația conținutului de praf în gaz după epurarea umedă în funcție de căderea presiunii în tubul Venturi și variația scăderii de presiune în funcție de consumul de apă. Cifrele pe liniile drepte din partea inferioară a diagramei indică viteza fluxului de gaz.

în care :

ΔP_g este pierderea de presiune datorită formei geometrice a tubului (cînd gazul circulă prin tub fără să se injecteze apă), mm col. apă ;

ΔP_a — pierderea de presiune datorită perdelei de apă injectată în tub, mm col. apă ;

$$\Delta P_g = \xi_g \frac{\gamma_p V_g^2}{2g}; \quad \Delta P_a = \xi_a \frac{L V_g^2}{2g},$$

în care :

ξ_g este coeficientul de rezistență locală a tubului Venturi fără introducerea apei ;

ξ_a — coeficientul de rezistență locală datorită perdelei de apă pulverizată ;

γ_p — greutatea specifică a gazului la temperatura și presiunea din secțiunea minimă a tubului, kg/m³ ;

V_g^2 — viteza gazului în secțiunea minimă a tubului, m/s ;

g — accelerația gravitații, 9,81 cm/s² ;

L — consumul de apă l/m³.

Institutul de cercetări NIIOGAZ și întreprinderea de execuție Ghiprogazoocistka, prin experimentările efectuate, atît în laborator cît și la Combinatul siderurgic din Magnitogorsk, au obținut următoarele date :

—consumul optim de apă (L) este de 0,6—1 l/m³ gaz ;

—coeficienții de rezistență locală pentru tubul Venturi cu unghiul difuzorului de 7° și cel al confuzorului de 25° au valorile din tabela 2.

Tabela 2

Valorile coeficienților rezistenței hidraulice a țevii de pulverizare

Materialul ajutajului	Gazul	ξ_g	ξ_a
Fontă	semicurat	0,200	1,65
Oțel	murdar	0,234	1,44
	murdar	0,333	2,80

În tabela 2, ξ_g este coeficientul de rezistență locală al tubului Venturi la circulația gazului fără perdea de apă ; ξ_a este coeficientul de rezistență locală al tubului Venituri la circulația gazului cu perdea de apă.

Adoptîndu-se :

$$L = 0,8 \text{ l/m}^3;$$

$$\xi_g = 0,3;$$

$$\xi_a = 2,$$

rezultă :

$$\Delta P_g = 0,3 \frac{\gamma_p V_g^2}{2g};$$

$$\Delta P_a = 2 \frac{L \cdot V_g^2}{2g};$$

$$\Delta P_t = (0,3\,\gamma_p + 2L) \frac{V_g^2}{2g}.$$

Același rezultat se poate obține folosind următoarea formulă empirică :

$$\Delta P_t = 0,02\left[\left(\frac{1}{m^2} - 1\right) + 0,235\left(\frac{1}{m} - 1\right)^2\right]\frac{V_g^2}{2g},$$

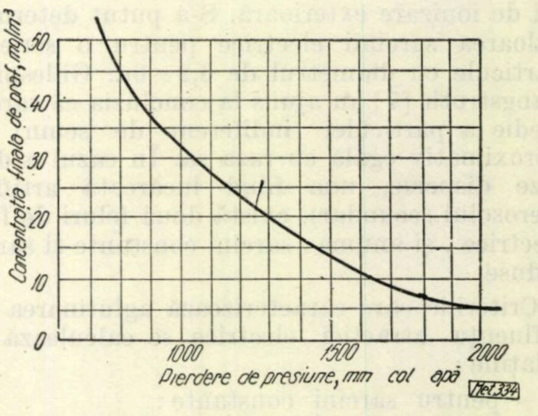


Fig. 4. Variația conținutului final de praf în gazul epurat funcție de pierderea de presiune pentru intervalul 0—2 000 mm col. apă.

în care :

m este $\frac{F_1}{F_2}$, raportul dintre suprafața secțiunii minime și suprafața secțiunii maxime a tubului Venturi.

De exemplu, pentru $m = 0{,}1$, la care se realizează o viteză de zece ori mai mare în secţiunea strangulată decît în secţiunea maximă, respectiv 150 m/s, faţă de 15 m/s :

$$\Delta P_t \simeq 2\frac{V_g^2}{2g}.$$

Dacă în formula :

$$\Delta P_t = (0{,}3\,\gamma_p + 2L)\frac{V_g^2}{2g},$$

înlocuim pe γ_p şi L cu valorile lor medii :

$$\gamma_p = 1{,}5\ \mathrm{kg/m^3};$$

$$L = 0{,}8\ \mathrm{l/m^3},$$

obţinem :

$$\Delta P_t = \frac{2{,}05\,V_g^2}{2g}.$$

În această ecuaţie sînt cunoscute toate elementele în afară de V_g^2, şi se poate calcula valoarea acesteia.

Cunoscîndu-se debitul de gaz care trebuie epurat şi viteza sa în secţiunea minimă a tubului Venturi, se determină diametrul acestei secţiuni :

$$d = 0{,}78\sqrt{S};$$

$$S = \frac{Q_r}{V_g},$$

în care :

S este secţiunea minimă a tubului Venturi, m²;
Q_r — debitul real de gaz, m³/s.

$$Q_r = Q_0\left(\frac{T_1}{T_0}\cdot\frac{P_0}{P_1}\right),$$

în care :

Q_0 este debitul de gaz, Nm³/h ;
T_0 — 273°K ;
T_1 — temperatura gazului în secţiunea minimă a tubului Venturi, °K ;
P_0 — presiunea atmosferică, mm col. Hg ;
P_1 — presiunea gazului în secţiunea minimă a tubului Venturi, mm col. Hg.

Folosind aceste relaţii, obţinem :

$$d = 0{,}78\sqrt{\frac{d_0}{V_g^2}\frac{T_1}{T_0}\frac{P_0}{P_1}}.$$

Cunoscîndu-se diametrul minim şi unghiurile difuzorului şi confuzorului, profilul tubului Venturi este determinat.

Date constructive

În figura 5 este prezentat ansamblul unui tub Venturi, format din următoarele elemente :

— confuzorul cu unghiul de 25—30°, în care gazul pătrunde cu o viteză de 15—20 m/s şi în care se accelerează mişcarea sa pînă la atingerea vitezei de 140—150 m/s ;

— porţiunea rectilinie, în care se montează duzele pentru pulverizarea apei ;

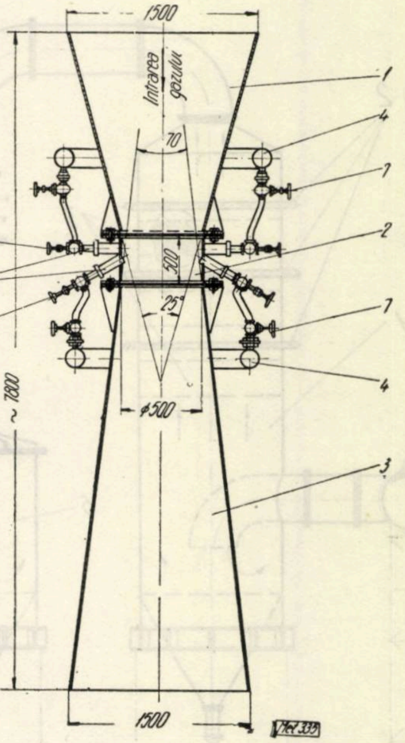


Fig. 5. Tubul Venturi :

1 — confuzor ; *2* — porţiune rectilinie ; *3* — difuzor ; *4* — distribuitoare de apă ; *5* — duze pentru injectarea apei ; *6* — dispozitiv de curăţare a duzei ; *7* — robinet.

— difuzorul cu unghiul de 5—7°, în care se continuă aglutinarea particulelor şi în care se recuperează energia cinetică comunicată gazului în tubul Venturi.

Modul de funcţionare a instalaţiei

Pentru a lămuri modul de funcţionare a unei asemenea instalaţii, vom prezenta schema instalaţiei pentru epurarea gazului proiectată pentru furnalele de 700 m³ de la Combinatul metalurgic Reşiţa.

În figura 6 este prezentată schema acestei instalaţii.

Gazul epurat brut în sacul de praf şi ciclon, cu un conţinut de praf de 5—6 g/m³, pătrunde în scruber, unde are loc răcirea sa de la + 250°C la +30°C şi reducerea conţinutului de praf pînă la 0,7—1 g/m³.

Din scruber gazul pătrunde cu o viteză de 15 m/s în confuzorul tubului Venturi.

În secţiunea strangulată a tubului, unde viteza atinge o valoare maximă, perpendicular pe axul fluxului de gaz se introduce apă sub formă de jeturi radiale.

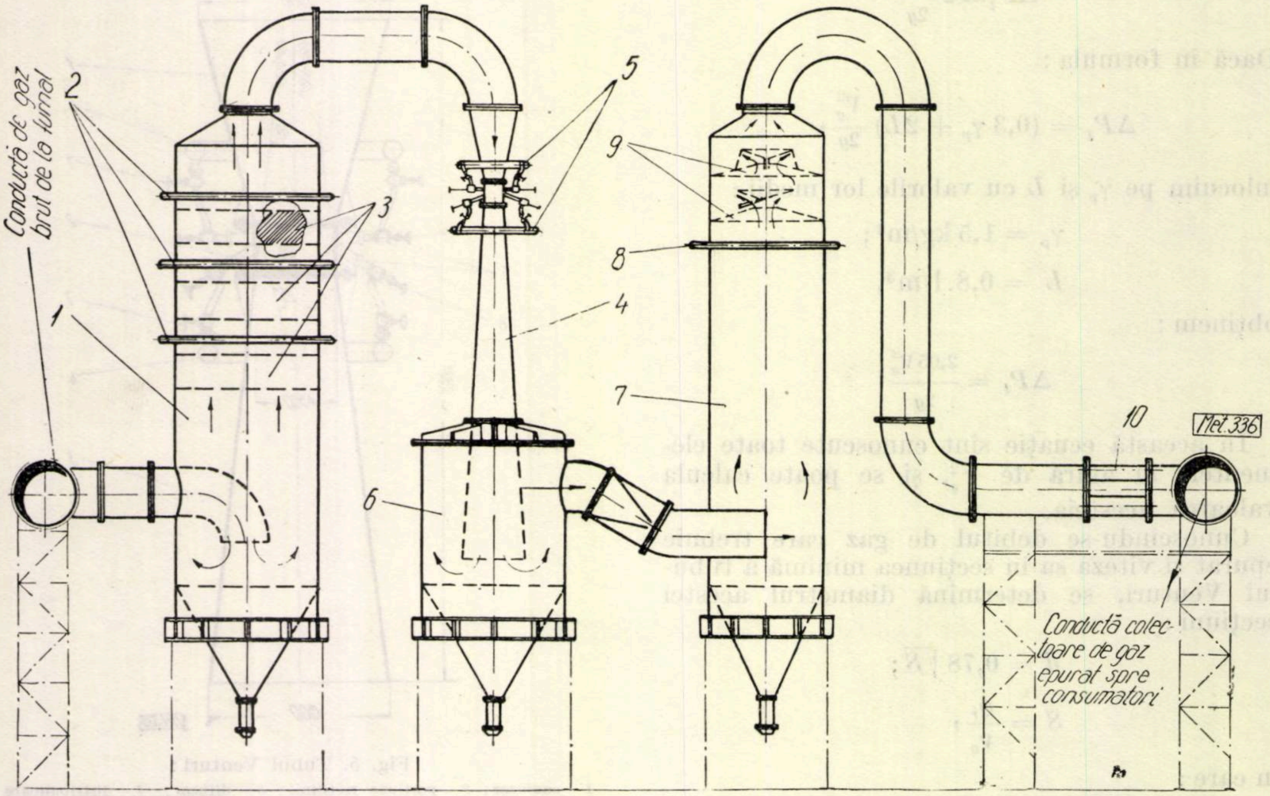

Conductă de gaz brut de la furnal
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
Met 336
Conductă colectoare de gaz epurat spre consumatori

Fig. 6. Schema instalaţiei de epurare fină a gazului de furnal. Furnalele de 700 m³ — Combinatul metalurgic Reşiţa :

1 — scruber ; *2* — inele distribuitoare pentru apa de stropire ; *3* — umplutură din grătare de lemn ; *4* — tub Venturi ; *5* — distribuitoare pentru duzele de injectare a apei ; *6* — separator de nămol ; *7* — ciclon cu peliculă de apă ; *8* — distribuitor pentru duzele de injectare a apei ; *9* — şicane pentru reţinerea picăturilor de apă ; *10* — clapa drossel.

Presiunea la care se introduce apa trebuie să asigure numai pătrunderea jeturilor de apă pînă la mijlocul secţiunii strangulate.

Prin difuzorul tubului Venturi, gazul pătrunde într-un separator de şlam, amplasat direct sub tub, astfel încît gazul să execute o schimbare de direcţie înainte de a părăsi separatorul de şlam, ceea ce face să se îmbunătăţească separarea particulelor aglutinate în tub.

Secţiunea separatorului de şlam se calculează pentru o viteză a gazului de 0,8—2 m/s, în funcţie de disponibilităţile de spaţiu în care se montează instalaţia.

Din separatorul de şlam, gazul pătrunde tangenţial la partea inferioară a unui ciclon cu peliculă, în care are loc reţinerea particulelor foarte fine, separarea făcîndu-se prin centrifugare şi adeziune.

La partea superioară, ciclonul are montat un colier cu duze, prin care se introduce apă în formă de jeturi tangenţiale, aşa încît să se realizeze o peliculă continuă pe toată suprafaţa interioară a ciclonului. Presiunea la care se introduce apa în duze este de 0,5 at.

După ciclonul cu peliculă, se montează un separator de picături cu şicane pentru reţinerea picăturilor de apă antrenate de gaz.

La instalaţia de la Combinatul metalurgic Reşiţa, acest separator cu şicane, din cauza lipsei de spaţiu, a fost montat chiar în ciclonul cu peliculă, la partea lui superioară.

Ciclonul cu peliculă se dimensionează pentru o viteză a gazului în ştuţul de intrare de 18—22 m/s.

Din reţinătorul de picături, gazul este trimis la diferiţi consumatori ai combinatului prin reţeaua de distribuţie.

La sfîrşitul acestui ciclu de epurare, care a fost dat în funcţiune în august 1961 la furnalul nr. 1 şi în ianuarie 1962 la furnalul nr. 2 de la CMR, gazul are un conţinut de praf de 5—10 mg/m³, în funcţie de consumul de apă la tubul Venturi, care variază de la 0,6—1 m³/1 000 m³ gaz.

Consumurile specifice ale instalaţiei

Apă

1. Scruber	4 m³/1 000 m³ gaz
2. Tub Venturi	0,8 m³/1 000 m³ gaz
3. Ciclon cu peliculă	0,2 m³/1 000 m³ gaz
Total :	5 m³/1 000 m³ gaz.

Energie electrică

Energia necesară pompării apei în toate agregatele de epurare este de 0,5 kWh/1 000 m³ gaz.

Pierderi de presiune

1. Scruber	60 mm col. apă
2. Tub Venturi, inclusiv separatorul de şlam	1 800 mm col. apă
3. Ciclon cu peliculă, inclusiv reţinătorul de picături	90 mm col. apă
Total :	1 950 mm col. apă.

Avantajele desprăfuirii cu tuburi Venturi

1. Eficacitate ridicată, 99,6%.

2. Cheltuieli reduse de investiţii : 50% din costul epurării cu Theissen şi 40% din costul epurării cu electrofiltre.

3. Cheltuieli reduse de exploatare, întrucît pentru epurarea gazului se foloseşte presiunea excendentară conţinută în gazul care vine de la furnal şi care altfel s-ar pierde prin strangulare cu clapetele de tip drossel.

Dacă comparăm acest sistem cu acela cu agregatul Theissen, care a fost folosit pînă în prezent în ţara noastră, din punct de vedere al cheltuielilor de exploatare pentru un furnal de 700 m^3, rezultă următoarele economii :

— agregatele Theissen consumă 7 kWh/1 000 Nm^3 gaz

— tubul Venturi consumă 0,3 kWh/1 000Nm^3 gaz (numai energia necesară pompării apei).

La un debit de gaz de 120 000 Nm^3/h şi un fond de timp anual de 8 500 ore, considerîndu-se 0,2 lei preţul de cost al unui kWh, rezultă o economie de :

$$\frac{(7-0{,}3)\,120\,000 \times 8\,500 \times 0{,}2}{1\,000} = 1\,370\,000 \text{ lei anual.}$$

De aici rezultă importanţa folosirii şi extinderii acestui sistem de epurare în special la furnalele care livrează gazul la o presiune mai mare de 0,4 at (întrucît în acest caz se foloseşte energia-deşeu conţinută în gaz).

4. Volum redus al instalaţiilor.

5. Instalaţia se montează în aer liber, spre deosebire de Theissen, care se montează într-o hală construită în acest scop.

6. Securitate perfectă.

7. Acţionare şi deservire extrem de simple.

8. Consum redus de apă, care nu trebuie epurată decît grosier, întrucît suspensiile din apă ajută aglutinarea particulelor de praf.

9. Instalaţia poate fi folosită în acelaşi timp şi ca epurator şi ca răcitor pentru gazele calde.

10. Capacitate mare de prelucrare.

11. Necesită personal de deservire cu calificare redusă.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Nitkevici A. E.* Metalurgia în ţările capitaliste. X, Moscova, Editura de stat tehnico-ştiinţifică pentru literatură în metalurgie, 1960.

[2] *Abramov S. V.* Metalurgia în ţările capitaliste II, Moscova, Editura de stat tehnico-ştiinţifică pentru literatură în metalurgie, 1960.

[3] *Basse B.* Curăţirea gazelor cu scrubere, S.U.A., Blast Furnace, nr. 11, 1956.

[4] *Eichfelder K.* Curăţirea gazelor evacuate, în special cu ajutorul scruberului Venturi, Zeitschrift für Erzbau und Metallhüttenwesen, nr. 3, 1955.

[5] *Udrycki, A.* Purificarea umedă a gazelor cu conţinut de pulberi (praf) cu ajutorul unui tub Venturi. Hutnik, nr. 12, 1955.

[6] Epurarea gazului de furnal cu presiune înaltă. Stal, nr. 4, 1955.

[7] Eficacitatea desprăfuirii într-un răcitor turbulent. Inghinernofiziceskii jurnal, nr. 11, 1959.

[8] *Mizenko D. K.* Epurarea gazului de furnal provenit din furnalele care funcţionează la presiune mărită şi cu vînt îmbunătăţit cu oxigen. Stal, nr. 2, 1960.

[9] *Homutinnikov P.* Soluţii de proiectare a instalaţiilor pentru epurarea gazelor la uzinele siderurgice, Stal, nr. 7, 1960.

[10] *Brink I. A.* şi *Contant C. E.* Experienţe efectuate cu un spălător Venturi industrial. Industrial Engineering Chem. S.U.A., nr. 8, 1958.

[11] *Byrd I. F.* şi *Dewey E. L.* Spălător Venturi pentru înlăturarea mirosurilor. Chemical Engineering Progress, S.U.A., nr. 9, 1957.

[12] *Tenber W.* Aplicarea scruberului Plasse — Anthony tip Venturi la problemele desprăfuirii şi tăierii ceţii. Chemikes Zeitschrift, 83, 1959.

[13] *Belan, F. S.* Cauzele de formare a depunerilor în aparatura de epurare umedă a gazelor de furnal. Stal, nr. 4, 1957.

CZ 621.785.669.14

Unele criterii științifice pentru tratamentul termic al oțelurilor

Ing. CONSTANTIN Șt. IONESCU și ing. MARIA SOLACOLU
Centrul de cercetări metalurgice

Tratamentele termice efectuate în scopul de a conferi oțelurilor proprietăți optime în exploatare comportă, în toate cazurile, o încălzire la o temperatură superioară temperaturii punctului Ac_3, adică în domeniul de temperatură în care soluția solidă α trece în soluția solidă γ,urmată de o răcire pînă la temperatura ambiantă, în cursul căreia soluția solidă austenitică, stabilă la temperaturi ridicate, se descompune în constituenți stabili la temperaturi joase. Această operație este în general urmată de o reîncălzire, în scopul obținerii valorilor dorite pentru diversele caracteristici mecanice.

Dacă tratamentele termice sînt practicate pe scară largă de foarte mult timp, efectuarea lor pe baze științifice a fost posibilă numai după cunoașterea cineticii descompunerii austenitei subrăcite la diverse temperaturi și, bineînțeles, a comportării la reîncălzire a structurilor rezultate din această descompunere.

În ultimele decenii s-a efectuat o serie de studii cu privire la cinetica descompunerii austenitei subrăcite la diverse temperaturi, stabilindu-se modul de descompunere a austenitei în funcție de condițiile de răcire, natura și proprietățile constituenților structurali obținuți. Rezultatele s-au concretizat sub formă de diagrame transformare-temperatură-timp (*TTT*), a căror cunoaștere, chiar sumară, ajută la alegerea judicioasă a tratamentelor termice.

I. Descompunerea austenitei subrăcite

Descompunerea austenitei subrăcite poate avea loc prin trei transformări distincte, iar structurile sînt caracteristice temperaturii de austenitizare și domeniului de temperaturi subcritice în care are loc descompunerea austenitei și sînt influențate în mare măsură de compoziția chimică a oțelului.

În domeniul *Ar'*, la descompunerea austenitei se formează prin difuziune structura perlitică, alcătuită din lamele de ferită și lamele de cementită de aceeași grosime și orientate aproape la fel.

Procesul de descompunere a austenitei în perlită începe la limitele grăunților, viteza de formare și de creștere a germenilor fiind determinată de compoziția chimică, mărimea grăuntelui, omogenitatea structurală și gradul de subrăcire a austenitei.

Experimental s-a demonstrat că viteza maximă de descompunere a austenitei (fig. 1, *a*) corespunde cotului perlitic din diagrama *TTT* (fig. 1, *b*) și coincide cu viteza foarte mare de formare a germenilor (fig. 2).

Variațiile vitezei de transformare a austenitei și vitezei de formare și creștere a germenilor determină formarea unei structuri mai fine sau mai puțin fine.

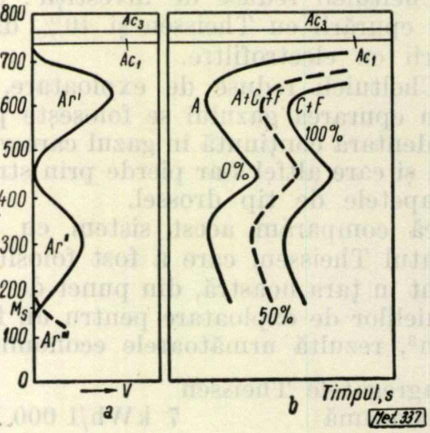


Fig. 1:
a — alura diagramei temperatură-viteză de descompunere ; *b* — alura diagramei transformare-temperatură-timp pentru un oțel cu 0,85%C.

Constituenții formați în domeniul *Ar'* se dezvoltă dintr-un număr de centre, fiecare centru dînd naștere la o regiune a cărei extindere variază cu timpul.

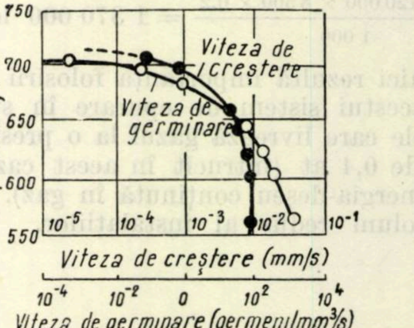


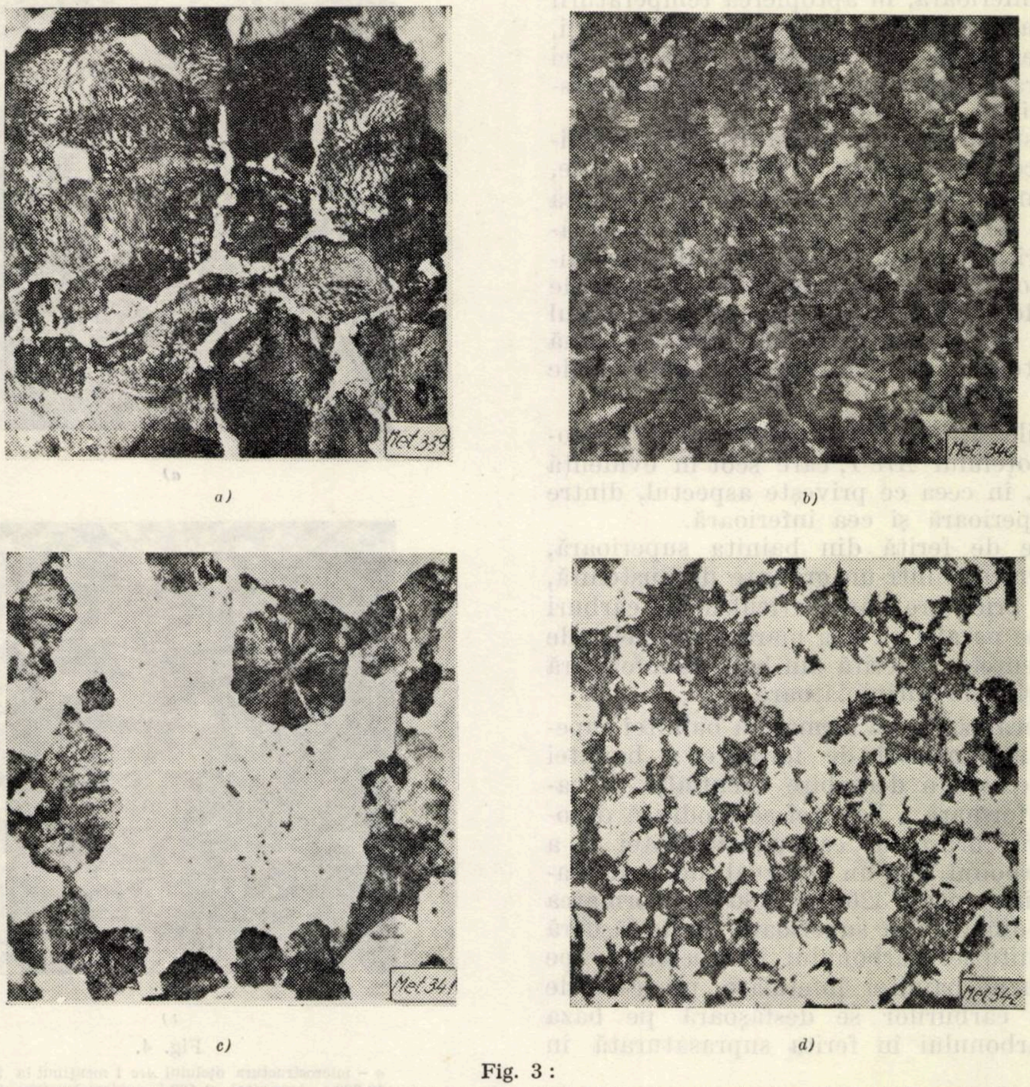
Fig. 2. Viteza de creștere și de germinare a perlitei în funcție de temperatură pentru un oțel carbon (C = 0,78 % ; Mn = 0,63 %).

Aspectul structural al constituenților rezultați din descompunerea austenitei subrăcite în domeniul *Ar'* depinde de temperatura la care a avut loc procesul de descompunere (fig. 3, *a*, *b*, *c*, *d*).

La o ușoară subrăcire (circa 60°C sub Ac_1), viteza de formare a germenilor este mică, în timp ce viteza de creștere este mare (fig. 2), rezultînd un amestec de lamele mari de ferită și cementită (fig. 3, *a*) care se observă ușor la microscop.

Pe măsură ce descompunerea austenitei are loc la temperaturi mai scăzute, prin urmare la subrăciri mai mari, viteza de germinare crește, în timp ce viteza de creștere a germenilor rămîne constantă sau începe să se micșoreze (fig. 2), obținîndu-se o structură fină de perlită (fig. 3, *b*).

La subrăciri și mai mari, viteza de formare a germenilor atinge un maxim, iar viteza de creștere a germenilor rămîne constantă sau începe să scadă. La această subrăcire, lamelele de ferită și cementită par a porni dintr-un singur centru, avînd aspectul general de rozetă. Structura radială pare să se întîlnească numai la centru, în timp ce la periferie tinde să fie înlocuită printr-o zonă cu lamele paralele. Acest constituent, numit troostită, care are distanța între lamele inferioară puterii de separare a microscopului optic ordinar, apare ca o masă compact, uniform atacată (fig. 3, *c*). La microscopul electronic apare foarte clar structura lamelară a troostitei.



a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 3 :
a – microstructura oțelului 41 CN12 menținut la 630°C 400 s. Atac nital. × 500 ; *b* – microstructura oțelului 0SC9 menținut la 500°C, 12 s. Atac nital. × 400 ; *c* – microstructura oțelului *Arc* 7 menținut la 550°C, 4 s. Atac nital. × 500 ; *d* – microstructura oțelului *Arc* 1 menținut la 600°C, 60 s. Atac nital. × 500.

La temperaturi la care viteza de descompunere a austenitei în domeniul Ar' începe să descrească, la unele oțeluri structura rezultată diferă ca aspect. La examinarea microscopică după un atac selectiv, se observă prezența cementitei sub diferite forme, iar uneori sub formă arborescentă (fig. 3, *d*). Adesea, această structură, cunoscută în literatură sub denumirea de „granulit'', interferă cu constituenții rezultați la descompunerea austenitei subrăcite în domeniul intermediar Ar''.

În domeniul Ar'', descompunerea austenitei subrăcite are loc cu formarea unui agregat acicular din ferită și carburi, cunoscut în general sub numele de bainită, avînd loc numai parțial prin difuzie.

După V. D. Sadovski, faza predominantă care inițiază transformarea în domeniul Ar'' este ferita, iar în domeniul Ar'—cementita.

Bainita formată în partea superioară a domeniului Ar'' se deosebeşte de bainita formată în partea inferioară, în apropierea temperaturii Ms, în ceea ce priveşte aspectul microstructurii, comportarea față de reactivii metalografici şi unele caracteristici mecanice (reziliență, rezistență, duritate, plasticitate).

Din aceste motive, în literatura de specialitate se face distincție între cele două bainite, prin denumirile de bainită superioară şi bainită inferioară. Bainita superioară constă din plăcuțe de ferită şi precipitări de carburi, iar bainita inferioară se aseamănă cu martensita de revenire, deosebindu-se de aceasta prin faptul că, pentru acelaşi oțel, bainita este mai fină decît martensita revenită la temperatura de formare a bainitei.

În figurile 4, *a* şi *b* sînt redate două micrografii ale oțelului *Arc 1*, care scot în evidență deosebirile, în ceea ce priveşte aspectul, dintre bainita superioară şi cea inferioară.

Plăcuțele de ferită din bainita superioară, care se formează într-un grăunte de austenită, au aceeaşi orientare, iar particulele de carburi sînt dispuse paralel cu axa mare a lamelelor de ferită. Plăcuțele de ferită din bainita inferioară au o distribuție întîmplătoare.

Între mecanismul de formare a bainitei superioare şi mecanismul de formare a bainitei inferioare există o deosebire esențială. Mecanismul de formare a bainitei se modifică datorită variației bruşte a capacității feritei de a dizolva carbonul într-un interval de temperatură cuprins între 320 şi 380°C. Formarea carburilor din bainita superioară se desfăşoară pe baza difuziei carbonului în austenită, pe cînd în cazul bainitei inferioare procesul de formare a carburilor se desfăşoară pe baza difuziei carbonului în ferita suprasaturată în carbon.

Austenita subrăcită în domeniul Ar''' se descompune cu formare de martensită. Structura martensitei are aspect acicular, dimensiunile acelor depinzînd de mărimea grăuntelui de austenită şi de omogenitatea austenitei. Particularitățile transformării martensitice în oțeluri sînt următoarele:

— Formarea martensitei are loc fără modificarea concentrației soluției solide. Spre deosebire de transformările din domeniul Ar' şi Ar'', descompunerea austenitei subrăcite cu formare de martensită se face fără difuzie.

— Pentru orice oțel, transformarea martensitică se caracterizează prin temperatura începutului transformării, Ms, şi temperatura sfîrşitului transformării, Ms. Temperatura începutului transformării martensitice nu depinde de viteza de răcire, aceasta trebuind să fie suficient de mare pentru a împiedica descompunerea parțială a austenitei subrăcite cu formarea de constituenți specifici domeniilor Ar' şi A'', ci este determinată de compoziția chimică a austenitei. Cu cît conținutul de carbon şi de elemente de aliere (cu excepția cobaltului şi aluminiului) este mai mare, cu atît punctul Ms este mai coborît.

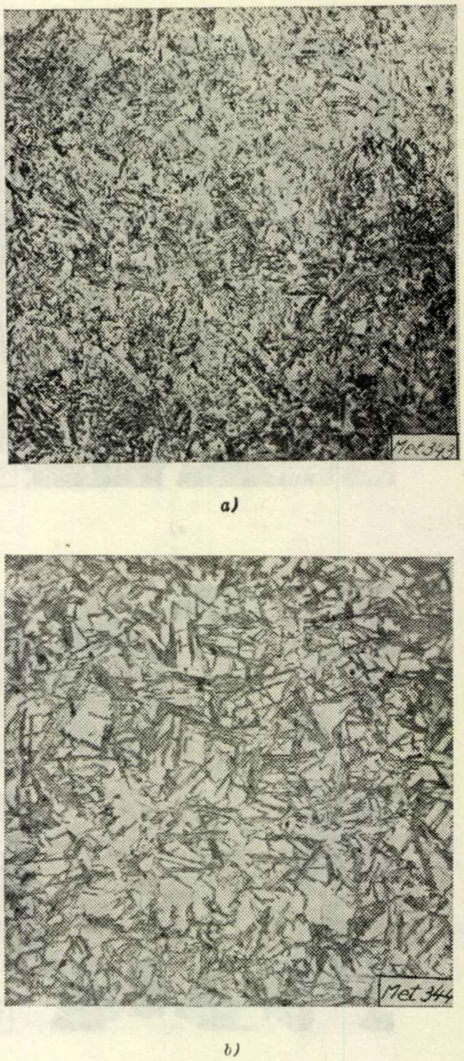


Fig. 4.

a — microstructura oțelului *Arc* 1 menținut la 360°C, 10 000 s. Atac nital. × 500 *b* — microstructura oțelului *Arc* 1 menținut la 340°C, 400 s. Atac nital. × 500.

— Descompunerea austenitei cu formare de martensită se face la răcire sub punctul Ms. Cantitatea de austenită descompusă este proporțională cu coborîrea temperaturii, iar descompunerea are loc numai pe seama formării instantanee a unei noi cantități de martensită.

Este de remarcat faptul că descompunerea austenitei la diverse temperaturi subcritice se face cu viteze diferite, iar timpul necesar pentru ca transformarea să înceapă (perioada de incubație) variază de la oțel la oțel.

În diagrama din figura 1 se constată existenţa a trei domenii în care viteza de descompunere a austenitei are valori minime. Astfel, austenita subrăcită în domeniul temperaturilor subcritice prezintă trei maximuri de stabilitate relativă. Primul maxim de stabilitate se află la temperaturi imediate sub Ac_1, al doilea maxim desparte domeniul Ar' de Ar'' şi al treilea maxim desparte domeniul Ar'' de Ar'''.

Cercetările experimentale au arătat că pentru unele oţeluri domeniile Ar', Ar'' şi Ar''' nu sînt separate în mod evident şi că există o interpătrundere în care descompunerea austenitei are loc mai întîi cu formare de constituenţi specifici domeniului de temperatură în care are loc descompunerea austenitei, după care urmează formarea constituenţilor specifici domeniului superior de temperatură. De exemplu, pentru unele oţeluri în domeniul Ar'' se formează bainita, după care procesul de descompunere a austenitei continuă cu formarea perlitei. În domeniul Ar''' se formează martensita proporţional cu subrăcirea, după care, dacă răcirea nu mai continuă, descompunerea austenitei — în condiţii izoterme — are loc cu formarea bainitei.

Executarea unui tratament termic pe baze ştiinţifice necesită cunoaşterea, prin diagrame, a cineticii descompunerii soluţiei solide austenitice în condiţii izoterme şi la răcire continuă.

Influenţa vitezei de răcire asupra descompunerii austenitei subrăcite. Structura care rezultă la descompunerea austenitei subrăcite, pentru un oţel, este determinată de viteza de răcire. Temperatura de început şi de sfîrşit de transformare a austenitei în domeniul temperaturilor Ar' şi Ar'' este cu atît mai mică cu cît viteza de răcire este mai mare.

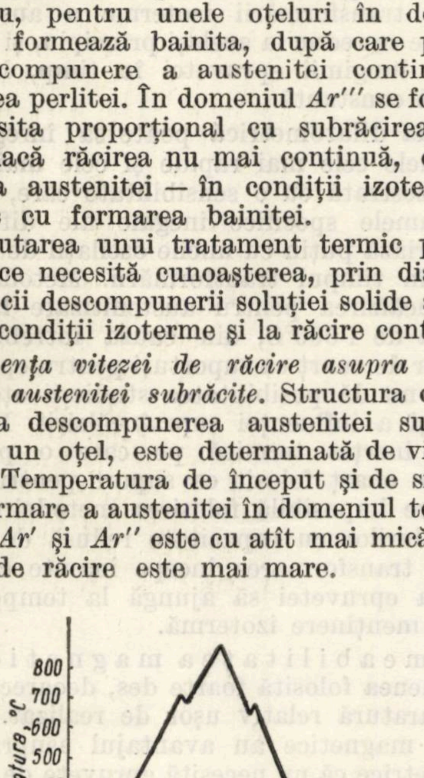


Fig. 5. Poziţia punctelor de transformare la încălzire şi răcire continuă cu 100°C/h pentru *Arc* 7 (C = 0,81 %; Mn = = 0,71 %; Si = 0,25 %).

La răcire lentă, descompunerea austenitei are loc aproximativ la aceeaşi temperatură la care are loc transformarea la încălzire lentă (fig. 5). Constituenţii care se formează sînt cei din diagrama de echilibru.

Dacă viteza de răcire a unui oţel creşte foarte mult faţă de viteza de răcire pentru echilibru, apar două fenomene principale: temperatura la care începe descompunerea austenitei subrăcite coboară şi se formează constituenţi metalografici care sînt diferiţi şi specifici temperaturilor la care are loc descompunerea austenitei.

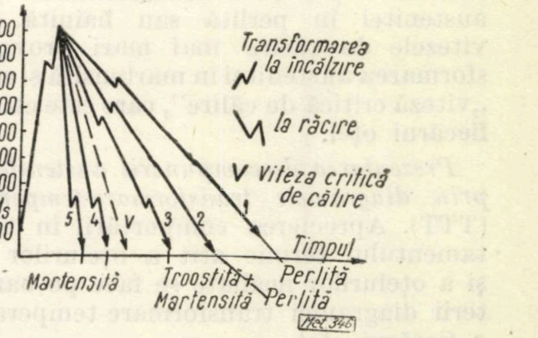


Fig. 6. Poziţia punctelor de transformare la diferite viteze de răcire.

În figura 6 este arătată variaţia temperaturii la care are loc descompunerea austenitei în funcţie de viteza de răcire. Dacă viteza de răcire este astfel aleasă încît descompunerea austenitei să aibă loc în domeniul temperaturilor de 700—680°C (curba 1), în cazul unui oţel carbon eutectoid, se obţine o perlită lamelară cu o duritate egală cu circa 210 HB. Astfel de structură şi duritate se obţin şi în cazul cînd austenita este răcită rapid pînă la aceste temperaturi, la care este lăsată să se transforme total.

La o răcire continuă, cu o viteză care să coboare temperatura de transformare între 650 şi 600°C (curba 2), lamelele de ferită şi cementită devin mai subţiri, iar duritatea creşte pînă la 300 HB. La o răcire rapidă pînă la acest domeniu de temperaturi, la care descompunerea austenitei are loc izoterm, se obţin aproximativ aceleaşi rezultate.

La o viteză de răcire mai mare (curba 3), o parte din austenită se transformă în perlită în domeniul de temperaturi de 540—500°C, iar o altă parte se transformă în martensită în intervalul de temperaturi cuprins între Ms şi Mf. Duritatea este mai mare de 350 HB şi reprezintă media proporţională a durităţii celor doi constituenţi formaţi. Aceeaşi duritate şi aceeaşi structură se obţin la o răcire rapidă pînă la 520°C, cu menţinere un timp limitat, pentru ca numai o parte din austenită să se transforme izoterm prin reacţie perlitică, urmată apoi de o altă răcire rapidă pînă sub temperatura punctului Ms. Reiese că între transformarea austenitei la răcire continuă şi transformarea izotermă a austenitei subrăcite există o legătură strînsă.

La anumite viteze de răcire (curbele 4 și 5), austenita se transformă în totalitate în martensită. Oricît ar crește viteza de răcire în continuare, pentru un oțel anumit, temperatura de transformare nu mai coboară. Există deci o viteză de răcire față de care toate vitezele inferioare provoacă transformarea parțială a austenitei în perlită sau bainită, iar toate vitezele de răcire mai mari provoacă transformarea austenitei în martensită și este numită „viteză critică de călire", care este caracteristică fiecărui oțel.

Prezentarea descompunerii austenitei subrăcite prin diagramele transformare-temperatură-timp (TTT). Aprecierea comportării în timpul tratamentului termic atît a oțelurilor aliate cît și a oțelurilor nealiate se face pe baza cunoașterii diagramei transformare-temperatură-timp a fiecărui oțel.

Principiul de trasare a diagramelor este următorul : se încălzesc probele la temperatura t_1, superioară punctului Ac_3, după care se răcesc brusc la temperatura t_2, în domeniul subcritic. La această temperatură probele se mențin timp diferit, după care se răcesc în apă (conform schemei din fig. 7) și se examinează structurile care apar sau se studiază variația unei proprietăți fizice a oțelului.

Proprietatea fizică aleasă pentru studiu trebuie să fie sensibil diferită pentru austenită, pe de o parte, și constituenții formați, pe de altă parte. Cu alte cuvinte, trebuie să depindă de tipul de rețea cristalină și să varieze continuu cu cantitatea de austenită descompusă. Se pot astfel stabili, pentru fiecare temperatură din intervalul subcritic, începutul formării noilor constituenți, proporția de austenită descompusă și timpul după care descompunerea austenitei încetează.

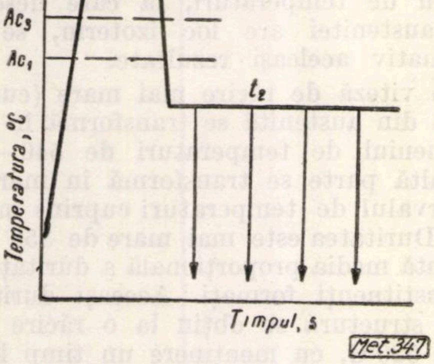


Fig. 7. Schema de principiu pentru determinarea diagramelor *TTT*.

Inițial, pentru studiul descompunerii austenitei au fost folosite metode discontinue (examinarea structurii, variația durității etc.). Acestea fiind foarte laborioase, în prezent se utilizează, în majoritatea cazurilor, numai ca metode ajutătoare pentru identificarea constituenților formați și completarea și verificarea datelor obținute prin una dintre metodele continue.

Proprietățile folosite pentru studiul cineticii transformării izoterme a austenitei sînt : dilatația liniară, permeabilitatea magnetică, rezistivitatea electrică, forța termoelectrică etc. Valorile acestor proprietăți sînt sensibil diferite pentru austenită și pentru constituenții rezultați din descompunerea austenitei și variază proporțional cu cantitatea de austenită transformată.

Dilatația liniară este adesea folosită datorită simplității aparaturii necesare și comodității în urmărire, permițînd în plus realizarea de măsurători absolute. S-au pus la punct diferite dispozitive care să permită înregistrarea cineticii transformării izoterme a austenitei, dar toate se reduc la același principiu, și anume variația lungimii epruvetei în timp, la temperatură constantă.

Metoda dilatometrică poate să înregistreze fenomenele cele mai rapide și cele mai lente, fiind înzestrată cu o sensibilitate care, bazată pe volumele specifice inegale ale diferitelor faze, variază puțin cu micile oscilații de temperatură în timpul transformării. Metoda limitează încălzirea pentru austenitizare la temperatura de 1 000°C, din cauza întrebuințării tuburilor de cuarț ca suporturi pentru epruvete, ceea ce nu dă posibilitatea studierii oțelurilor rapide și a influenței supraîncălzirii. De asemenea, inerția termică pe care o prezintă tubul de cuarț folosit ca suport pentru epruvetă face imposibilă folosirea metodei la studiul oțelurilor cu capacitate redusă de călire, întrucît transformarea începe înainte ca temperatura epruvetei să ajungă la temperatura băii de menținere izotermă.

Permeabilitatea magnetică este de asemenea folosită foarte des, deoarece necesită aparatură relativ ușor de realizat. Măsurătorile magnetice au avantajul asupra celor dilatometrice că nu necesită epruvete de dimensiuni precise. Metoda magnetică se bazează pe apariția feromagnetismului, care însoțește transformarea fierului γ în fier α, fiind prin aceasta foarte sensibilă.

Indiferent de metoda de cercetare, cinetica transformării izoterme a austenitei este reprezentată printr-o curbă, într-un sistem de axe de coordonate, în care pe abscisă este trecut timpul, iar pe ordonată cantitatea de austenită transformată. Această curbă are alura arătată în figura 8, sus.

Începutul transformării austenitei, care coincide cu sfîrșitul perioadei de incubație, și sfîrșitul transformării ei se află în punctele în care tangentele la curbă sînt orizontale, punctele *a* și *b* din figura 8, sus.

Într-un sistem de axe de coordonate în care pe abscisă este trecut timpul (în scară logaritmică), iar pe ordonată temperatura, se notează punctele de început și sfîrșit de transformare a austenitei pentru fiecare temperatură. Unind punctele de început de transformare obținem curba care indică timpul necesar pentru ca transformarea să înceapă în domeniul de temperaturi subcritice, adică perioada de incubație. Sfîrșitul transformării se află pe curba rezultată din unirea punctelor de sfîrșit de transformare pentru diverse temperaturi (fig. 8, jos).

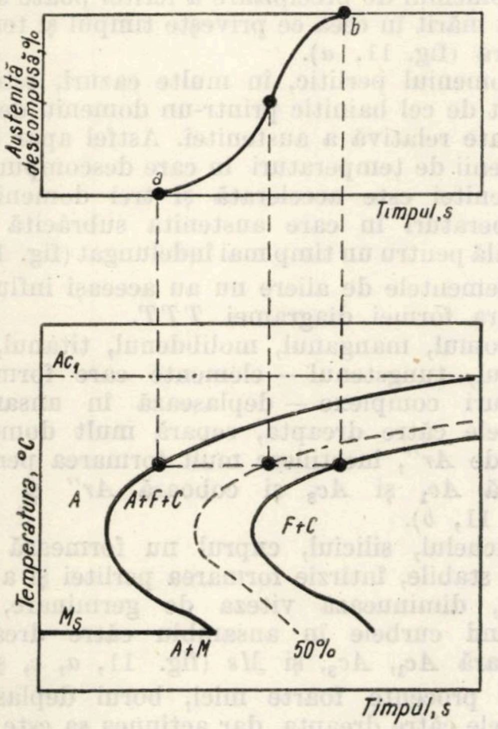


Fig. 8. Curba cineticii descompunerii izoterme a austenitei și diagrama *TTT*.

Între curbele care marchează începutul și sfîrșitul transformării se pot trasa curbe suplimentare, care indică duratele de timp necesare realizării anumitor proporții de austenită descompusă (exemplu 50%).

Analizînd alura curbelor din diagrama *TTT*, se constată că atît perioada de incubație (timpul necesar pentru ca descompunerea austenitei subrăcite să înceapă la temperatură constantă), cît și perioada de transformare (timpul necesar ca descompunerea austenitei subrăcite să fie totală la temperatură constantă) variază de la o temperatură la alta.

La temperaturi ridicate, perioadele de incubație și transformare sînt mai mari, iar pe măsură ce temperatura coboară austenita subrăcită este mai instabilă, ajungînd ca într-un domeniu de temperatură curbele să arate un timp minim de stabilitate a austenitei subrăcite.

După cum este cunoscut, la diferite temperaturi subcritice există diferite viteze de formare și creștere a nucleelor fazei noi, ceea ce determină obținerea, în cadrul aceluiași domeniu de transformare a austenitei, a unor structuri cu grad de finețe diferit. Viteza mare de formare a nucleelor se află la temperaturile la care curbele de început și sfîrșit de transformare din diagrama *TTT* indică minimul de stabilitate a austenitei.

Porțiunea curbelor care arată că austenita prezintă un minim de stabilitate în domeniul Ar' este numită cot perlitic, iar structura obținută în acest domeniu este fină.

Sub temperatura cotului perlitic, atît perioada de incubație cît și perioada de transformare cresc, iar pentru unele oțeluri curbele indică un al doilea minim de stabilitate a austenitei subrăcite în domeniul Ar'' (fig. 1, *b*). Porțiunea curbelor care redă acest minim de stabilitate a austenitei subrăcite este denumită cot bainitic. Sub temperatura cotului bainitic, perioada de incubație și perioada de transformare încep să crească.

În domeniul temperaturilor joase, sub temperatura Ms, transformarea austenitei în martensită are loc aproape instantaneu, iar curbele nu mai arată prezența unei perioade de incubație.

Temperatura începutului formării martensitei Ms poate fi determinată experimental prin metodele microscopică, dilatometrică, magnetică etc., sau poate fi calculată cu ajutorul formulelor care țin seama de compoziția chimică a oțelului.

Din formulele de mai jos se obține temperatura punctului Ms cu o aproximație de 10°C.

După S. Popov: $Ms\,(°C) = 520 - 320\,(\%C) - 50\,(\%Mn) - 30\,(\%Cr) - 20\,(\%Ni) - 5\,(\%Si) - 5\,(\%Cu)$.

După Nehrenberg: $Ms(°C) = 528 - 360(\%C) - 30(\%Mn) - 20(\%Ni) - 35(\%Cr) - 28(\%Mo)$.

Numeroase studii realizate asupra descompunerii izoterme a austenitei au scos în evidență influența compoziției chimice și condițiilor de austenitizare asupra formei și poziției curbelor din diagramele *TTT*.

Pentru un oțel carbon eutectoid, în domeniile Ar' și Ar'', diagrama *TTT* are aproximativ forma literei *C* (fig. 8). Diagramele oțelurilor carbon hipo- și hipereutectoide prezintă următoarele deosebiri:

— în domeniul Ar', la temperaturi deasupra cotului perlitic, pentru oțelurile hipoeutectoide se separă ferita proeutectoidă, iar pentru oțelurile hipereutectoide se separă cementita. În aceste cazuri diagrama mai comportă un domeniu complimentar (fig. 9), a cărui importanță este mare din punctul de vedere al rezultatelor tratamentului termic;

— perioada de incubație este mai mică, iar viteza de descompunere a austenitei subrăcite pentru cele două tipuri de oțeluri este mai mare, astfel că atît curba de început de transformare cît și curba de sfîrșit de transformare sînt deplasate către stînga (fig. 10);

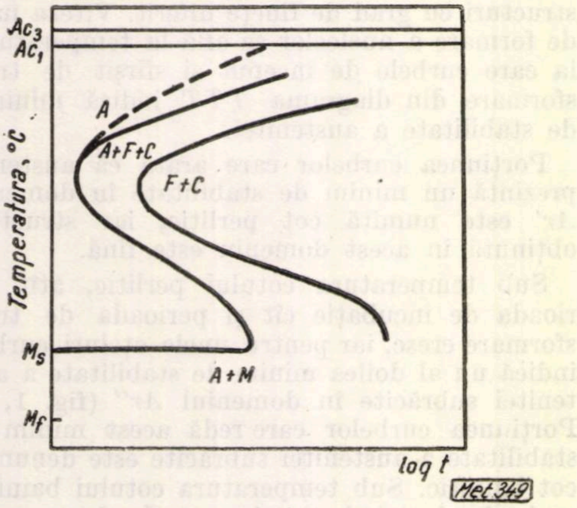


Fig. 9. Diagrama *TTT* pentru oțelul carbon:
— — — separare de ferită pentru oțelul cu C < 0,90%;
——— separare de Fe_3C pentru oțelul cu C > 0,90%.

— temperatura punctului martensitic este cu atît mai coborîtă cu cît conținutul în carbon crește.

Forma diagramelor *TTT* pentru oțelurile aliate este deosebită de aceea a oțelurilor carbon.

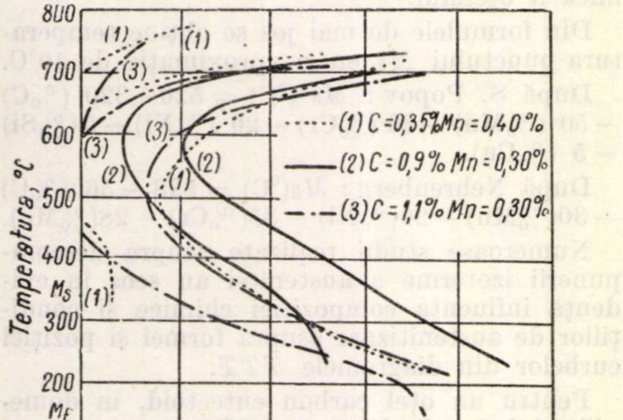


Fig. 10. Diagrame *TTT* pentru trei oțeluri carbon.

În figurile 11, *a*, *b*, *c* și *d* sînt arătate diagramele *TTT* pentru patru oțeluri de fabricație romînească, la care se poate urmări influența elementelor de aliere.

Analizînd diagramele prezentate, se constată că — în general — pentru oțelurile aliate, curbele din diagramele *TTT* sînt deplasate către dreapta, ceea ce înseamnă că elementele de aliere influențează stabilitatea austenitei subrăcite.

Domeniul de precipitare a feritei poate să fie mult mărit în ceea ce privește timpul și temperatura (fig. 11, *a*).

Domeniul perlitic, în multe cazuri, este separat de cel bainitic printr-un domeniu de stabilitate relativă a austenitei. Astfel apar două domenii de temperaturi în care descompunerea austenitei este accelerată și trei domenii de temperaturi în care austenita subrăcită este stabilă pentru un timp mai îndelungat (fig. 11, *b*)

Elementele de aliere nu au aceeași influență asupra formei diagramei *TTT*.

Cromul, manganul, molibdenul, titanul, vanadiul, tungstenul — elemente care formează carburi complexe — deplasează în ansamblu curbele către dreapta, separă mult domeniul *Ar'* de *Ar''*, încetinesc mult formarea perlitei, ridică Ac_1 și Ac_3 și coboară *Ar''* și *Ar'''* (fig. 11, *b*).

Nichelul, siliciul, cuprul nu formează carburi stabile, întîrzie formarea perlitei și a bainitei, diminuează viteza de germinare, deplasînd curbele în ansamblu către dreapta, coboară Ac_1, Ac_3, și *Ms* (fig. 11, *a*, *c*, și *d*).

În procente foarte mici, borul deplasează curbele către dreapta, dar acțiunea sa este încă discutată. Se poate spune că influența sa este în legătură cu prezența altor elemente de aliere și cu temperatura aleasă pentru austenitizare.

Cobaltul este singurul element de aliere care deplasează curbele către stînga, adică micșorează perioada de incubație și mărește viteza de descompunere a austenitei. Cobaltul reduce în mod sensibil adîncimea de călire a oțelului.

Aluminiul, care influențează mărimea grăuntelui austenitic, mărește viteza de transformare a austenitei în domeniul *Ar'* și, în mai mică măsură, în domeniul *Ar''*.

În afară de conținutul în carbon și elementele de aliere sînt și alți factori care influențează alura diagramei *TTT*:

— Temperatura de austenitizare influențează omogenitatea austenitei, ceea ce determină o stabilitate mărită a acesteia. Cu cît temperatura de austenitizare este mai mare, cu atît curbele din diagrama *TTT*, în domeniul perlitic, sînt deplasate mai spre dreapta (fig. 12 *a* și *b*). Curbele sînt deplasate către dreapta cînd mărimea grăuntelui austenitic crește. În acest caz, suprafața totală a grăunților într-un volum dat descrește, iar viteza de germinare în domeniul *Ar'* scade, întrucît limitele grăunților în acest domeniu servesc pentru amorsarea reacției. De asemenea, viteza de germinare în domeniul *Ar''* descrește, dar nu în aceeași măsură ca în domeniul *Ar'*.

— Prezenţa fazelor disperse netrecute în soluţia solidă în timpul austenitizării sau prezenţa microsegregaţiilor influenţează de asemenea asupra alurii curbelor, deplasînd curbele de început de transformare către stînga şi curbele de sfîrşit de transformare către dreapta (fig. 13).

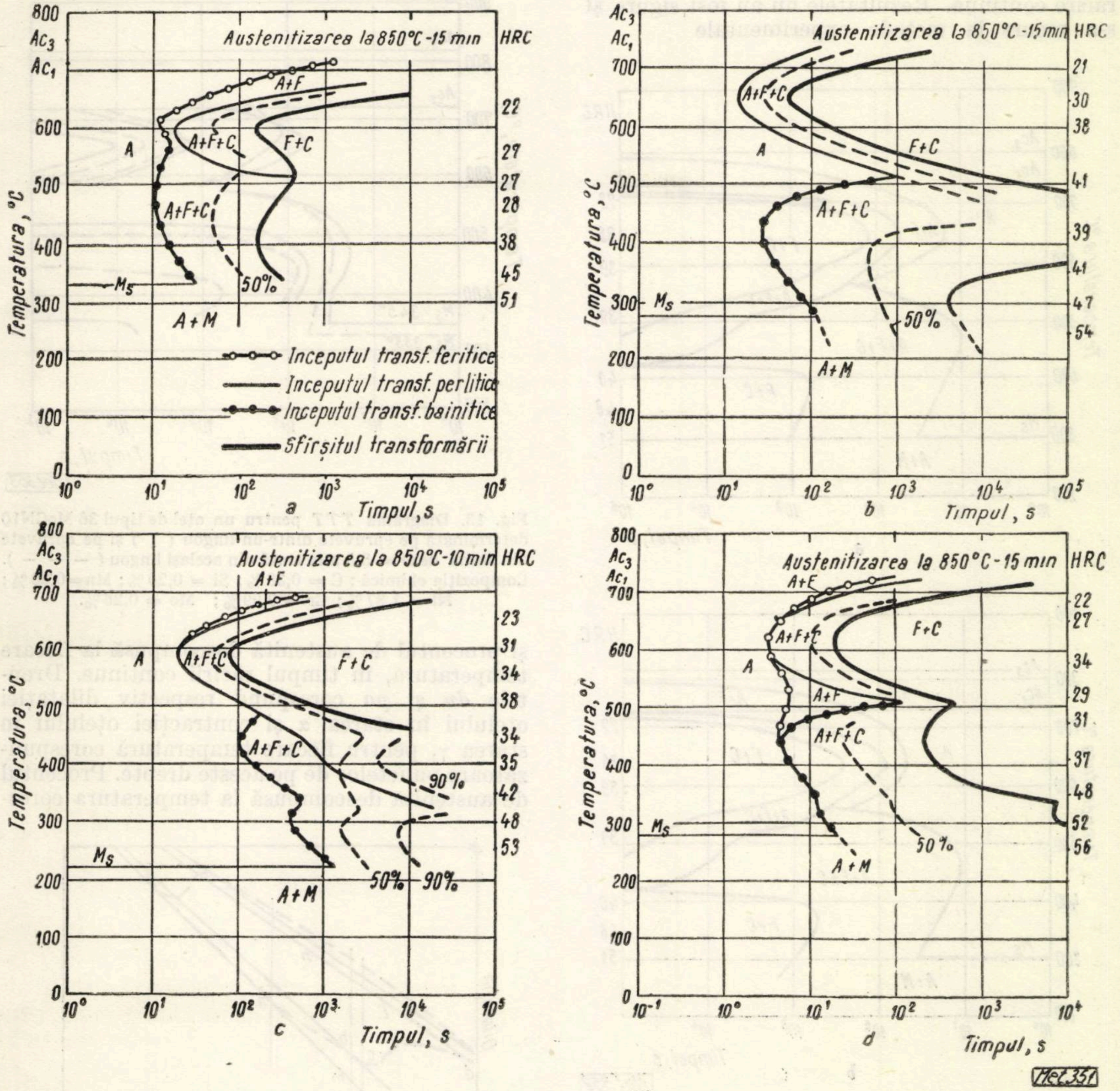


Fig. 11:

a – diagrama *TTT* a oţelului 41CN12 cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,40% . Mn = 0,60%. Cr = 0,51%. Ni = 1,36%. Si = 0,22% ; P = 0,026%. S = 0,015% ;

b – diagrama *TTT* a oţelului *Arc* 1 cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,59% ; Si = 1,74% ; Mn = 0,68% ; Cr = 1,06% ; V = 0,14% ; S = 0,008%. P = 0,017% ;

c – diagrama *TTT* a oţelului *Arc 3* cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,61% ; Si = 1,40% ; Mn = 1,34% ; S = 0,020% ; P = 0,032%.

d. – diagrama *TTT* a oţelului *Arc* 4 cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,55% ; Si = 1,74% ; Mn = 0,77% ; Cr = 0,06% ; S = 0,010% ; P = 0,022%.

Diagramele *TTT* permit cunoaşterea caracterului individual al oţelurilor de diferite compoziţii chimice, oferă posibilitatea de a se prevedea comportarea materialului la călire şi de a se cunoaşte natura constituenţilor care s-ar forma în urma tratamentului termic în diferite regiuni ale piesei. În plus, pe baza diagramelor *TTT* se poate cunoaşte în mod aprofundat mecanismul transformării austenitei subrăcite.

Prezentarea descompunerii austenitei subrăcite prin diagramele de transformare la răcire continuă. În prezent, tratamentul izoterm este puţin aplicat în practica industrială, unde se foloseşte încă cu precădere tratamentul termic clasic. Pentru aceasta apare utilă completarea studiului transformării izoterme a austenitei cu studiul transformării austenitei la răcire continuă.

Avînd stabilite diagramele de transformare izotermă, s-a încercat deducerea prin calcul a diagramelor de transformare a austenitei la răcire continuă. Rezultatele nu au fost sigure şi s-a recurs la metode experimentale

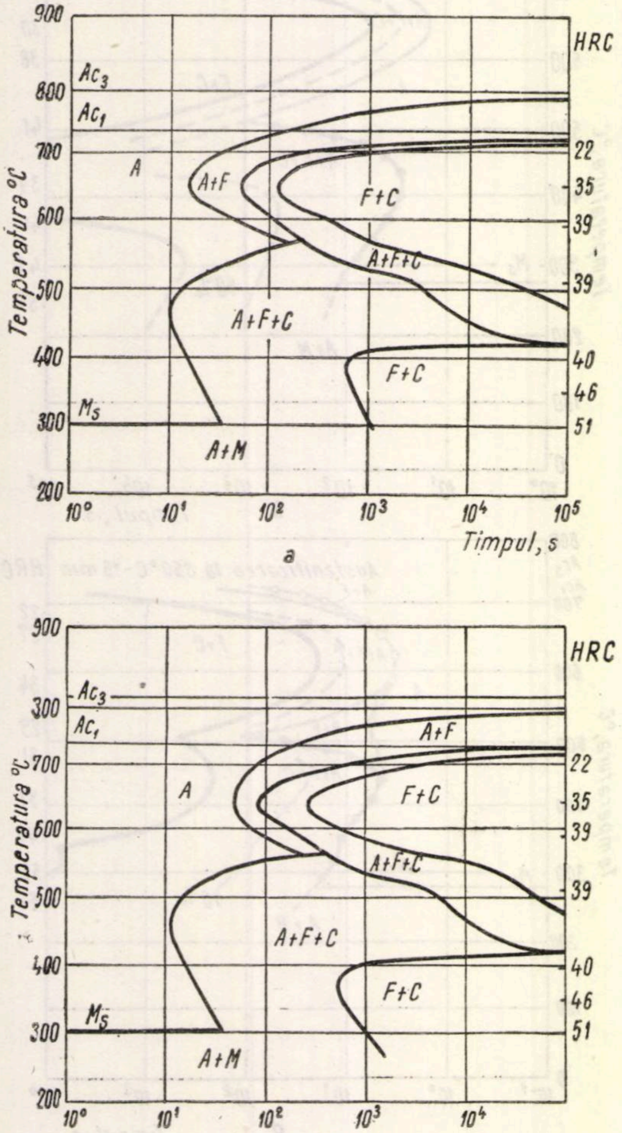


Fig. 12. Diagramele *TTT* ale unui oţel crom-vanadiu de tipul 50VCl1, cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,47 %; Si = 0,35 %; Mn = 0,82 %; Cr = 1,20 %; V = 0,11 %; S = = 0,015 %; P = 0,033 %. *a* — austenitizarea la 880°C, timp de 5 min; *b* — austenitizarea la 1 050°C, timp de 5 min.

Metodele folosite cel mai des pentru determinarea diagramelor transformării austenitei la răcire continuă sînt cele dilatometrice şi termomagnetice, care se deosebesc — în acest caz — de cele folosite la determinarea diagramelor *TTT* izoterme numai prin modul de realizare a diverselor viteze de răcire.

În figura 14 este redată curba dilatometrică la încălzire şi răcire continuă în aer. Pe această curbă se poate citi aproximativ temperatura la care are loc transformarea în diferite domenii şi procentul de austenită descompusă la fiecare temperatură, în timpul răcirii continue. Dreptele *dn* şi *pa* corespund respectiv dilataţiei oţelului în starea α şi contracţiei oţelului în starea γ, pentru fiecare temperatură corespunzătoare punctelor de pe aceste drepte. Procentul de austenită descompusă la temperatura corespunzătoare punctului *b* este dat de raportul $\frac{mb}{mn}$, la temperatura punctului *p* de raportul $\frac{pc}{pl}$ etc. În aceste condiţii se ia în considerare numai

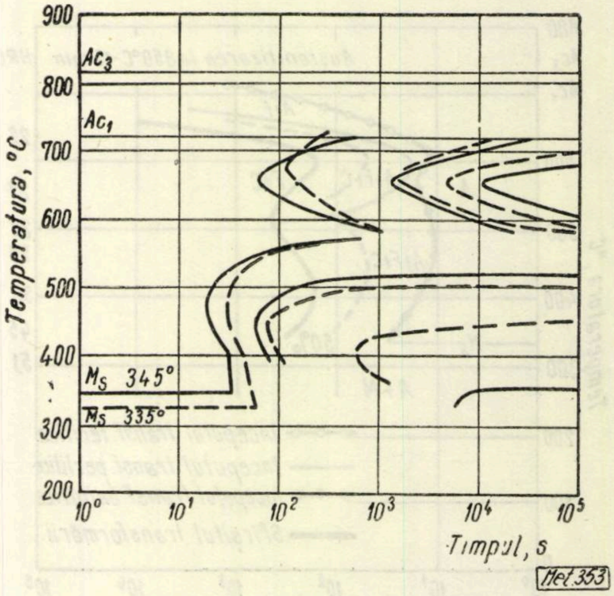


Fig. 13. Diagrama *TTT* pentru un oţel de tipul 36 MoCN10 determinată pe epruvete dintr-un lingou (   ) şi pe epruvete din sîrmă de Ø = 3,5 mm trasă din acelaşi lingou (— — —). Compoziţia chimică : C = 0,38 %; Si = 0,20 %; Mn = 0,60 %; Ni = 1,37 %; Cr = 0,99 %; Mo = 0,26 %.

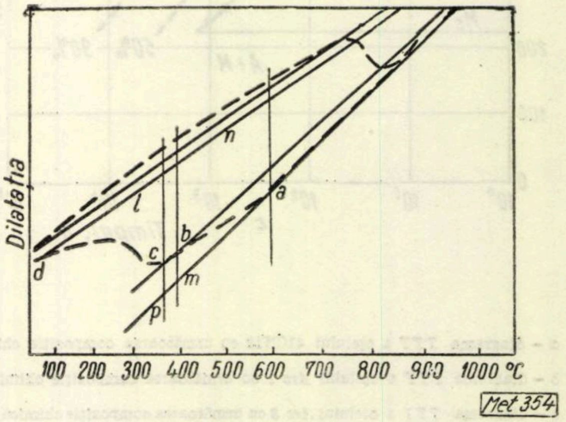


Fig. 14. Curba dilatometrică la încălzire şi răcire continuă în aer pentru un oţel cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,41 %; Mn = 0,55 %; Si = 0,24 %; Ni = 0,93 %; Cr = 0,80 %; S = 0,007 %; P = 0,014 %.

austenita descompusă pînă la temperatura mediului ambiant.

Datele obţinute în urma studiului se reprezintă în aceleaşi coordonate ca şi rezultatele obţinute la transformarea izotermă. Astfel, notînd temperatura de început şi de sfîrşit de transformare pentru fiecare viteză de răcire şi unind, pe de o parte, toate punctele care arată începutul transformării şi, pe de altă parte, toate punctele care indică sfîrşitul transformării, se obţine diagrama de transformare a austenitei la răcire continuă.

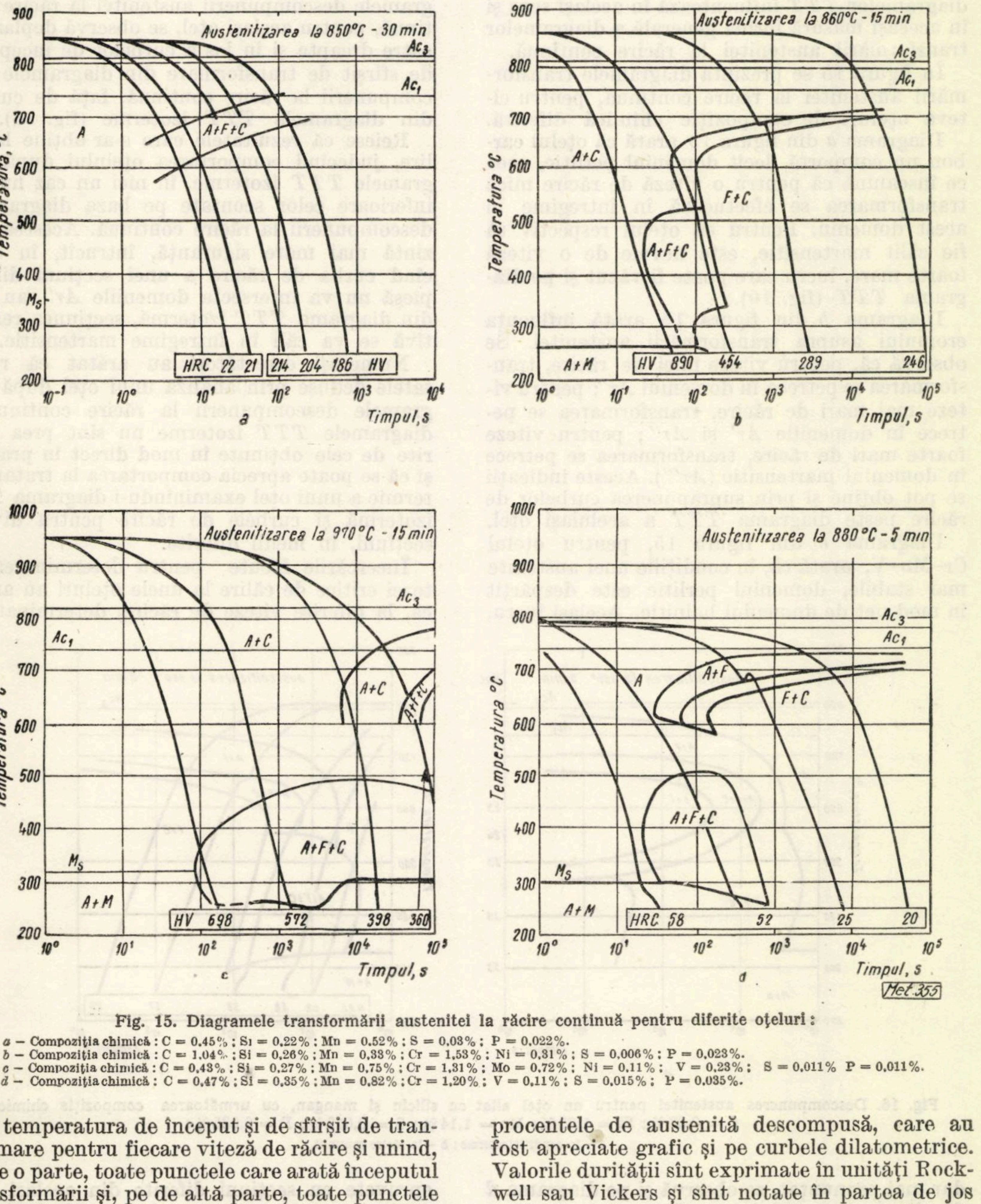


Fig. 15. Diagramele transformării austenitei la răcire continuă pentru diferite oţeluri:

a – Compoziţia chimică: C = 0,45%; Si = 0,22%; Mn = 0,52%; S = 0,03%; P = 0,022%.
b – Compoziţia chimică: C = 1,04%; Si = 0,26%; Mn = 0,33%; Cr = 1,53%; Ni = 0,31%; S = 0,006%; P = 0,023%.
c – Compoziţia chimică: C = 0,43%; Si = 0,27%; Mn = 0,75%; Cr = 1,31%; Mo = 0,72%; Ni = 0,11%; V = 0,23%; S = 0,011% P = 0,011%.
d – Compoziţia chimică: C = 0,47%; Si = 0,35%; Mn = 0,82%; Cr = 1,20%; V = 0,11%; S = 0,015%; P = 0,035%.

În general, studiul dilatometric sau termomagnetic este completat şi verificat prin examinarea microstructurilor şi determinarea durităţilor. Prin studiul microscopic se precizează natura constituenţilor formaţi şi se verifică procentele de austenită descompusă, care au fost apreciate grafic şi pe curbele dilatometrice. Valorile durităţii sînt exprimate în unităţi Rockwell sau Vickers şi sînt notate în partea de jos a diagramei, pe fiecare curbă care indică viteza cu care a fost răcită epruveta cu duritatea respectivă. Astfel se pot cunoaşte structurile și caracteristicile mecanice care ar rezulta pentru fiecare din condițiile de răcire.

Numeroase studii au pus în evidență influența diverșilor factori asupra formei diagramelor transformării austenitei la răcire continuă. Apreciem că factorii care acționează asupra formei diagramelor *TTT* influențează în același sens și în aceeași măsură forma generală a diagramelor transformării austenitei la răcire continuă.

În figura 15 se prezintă diagramele transformării austenitei la răcire continuă, pentru cîteva oțeluri de compoziție chimică diferită.

Diagrama *a* din figura 15 arată că oțelul carbon nu comportă decît domeniul perlitic, ceea ce înseamnă că pentru o viteză de răcire mică transformarea se efectuează în întregime în acest domeniu. Pentru ca oțelul respectiv să fie călit martensitic, este nevoie de o viteză foarte mare, lucru care poate fi văzut și pe diagrama *TTT* (fig. 10).

Diagrama *b* din figura 15 arată influența cromului asupra transformării austenitei. Se observă că, pentru viteze mici de răcire, transformarea se petrece în domeniul Ar'; pentru viteze mai mari de răcire, transformarea se petrece în domeniile Ar' și Ar''; pentru viteze foarte mari de răcire, transformarea se petrece în domeniul martensitic (Ar'''). Aceste indicații se pot obține și prin suprapunerea curbelor de răcire peste diagrama *TTT* a aceluiași oțel.

Diagrama *c* din figura 15, pentru oțelul Cr–Mo–V, arată că, în condițiile unei austenite mai stabile, domeniul perlitic este despărțit în mod net de domeniul bainitic. Același lucru, dar mai pronunțat, se observă și pe diagrama *d* din figura 15 a oțelului Cr–V, pentru care austenita are o stabilitate mare. Despărțirea domeniului perlitic de domeniul bainitic într-un interval de temperatură apare numai la acele oțeluri aliate pentru care domeniul perlitic este separat de domeniul bainitic – pe diagrama *TTT* – printr-o stabilitate relativ mărită a austenitei subrăcite.

Comparînd diagramele *TTT* izoterme cu diagramele descompunerii austenitei la răcire continuă, pentru același oțel, se observă deplasarea către dreapta și în jos a curbelor de început și de sfîrșit de transformare din diagramele descompunerii la răcire continuă, față de curbele din diagramele *TTT* izoterme (fig. 16).

Reiese că rezultatele care s-ar obține la călire, judecînd comportarea oțelului după diagramele *TTT* izoterme, în nici un caz nu sînt inferioare celor scontate pe baza diagramelor descompunerii la răcire continuă. Acestea prezintă mai mare siguranță, întrucît, în cazul cînd curba de răcire a unei secțiuni dintr-o piesă nu va intersecta domeniile Ar' sau Ar'' din diagrama *TTT* izotermă, secțiunea respectivă se va căli în întregime martensitic.

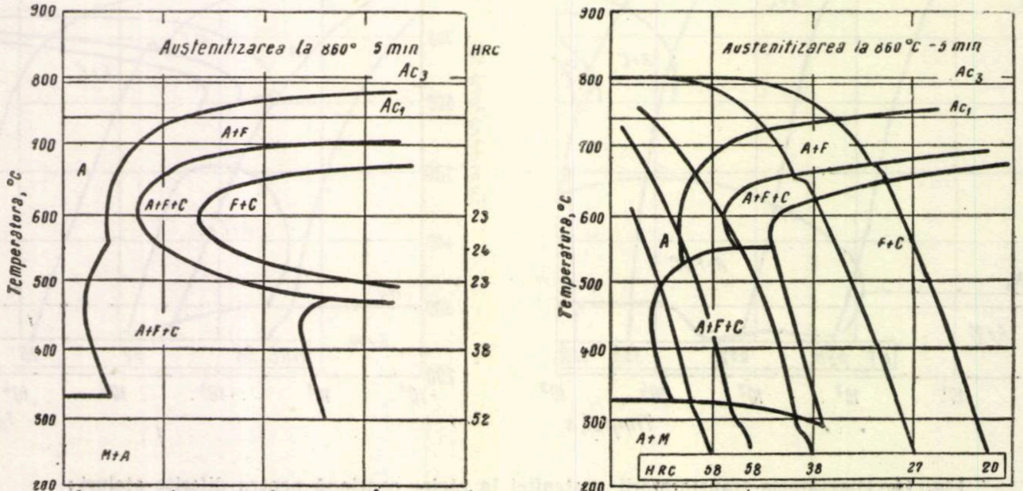


Fig. 16. Descompunerea austenitei pentru un oțel aliat cu siliciu și mangan, cu următoarea compoziție chimică: C = 0,38%; Si = 1,05%; Mn = 1,14%; S = 0,019%; P = 0,035%:

a – în condiții izoterme; *b* – la răcire continuă.

Numeroși cercetători au arătat că rezultatele deduse prin analiza unui oțel după diagramele descompunerii la răcire continuă și diagramele *TTT* izoterme nu sînt prea diferite de cele obținute în mod direct în practică și că se poate aprecia comportarea la tratament termic a unui oțel examinîndu-i diagrama *TTT* izotermă și curbele de răcire pentru diverse secțiuni, în medii diferite.

Încercările făcute pentru determinarea vitezei critice de călire la unele oțeluri au arătat că, la diferite viteze de răcire, determinate pe epruvete cu secțiuni diferite din același oțel, austenita se descompune în constituenți specifici domeniilor din diagrama *TTT* intersectate de curbele de răcire. Procentul de constituent format este aproximativ egal cu cel care s-ar obține la descompunerea izotermă a austenitei, prin menținere la temperatura medie a domeniului intersectat un timp aproximativ egal cu acela în care a fost traversat domeniul respectiv.

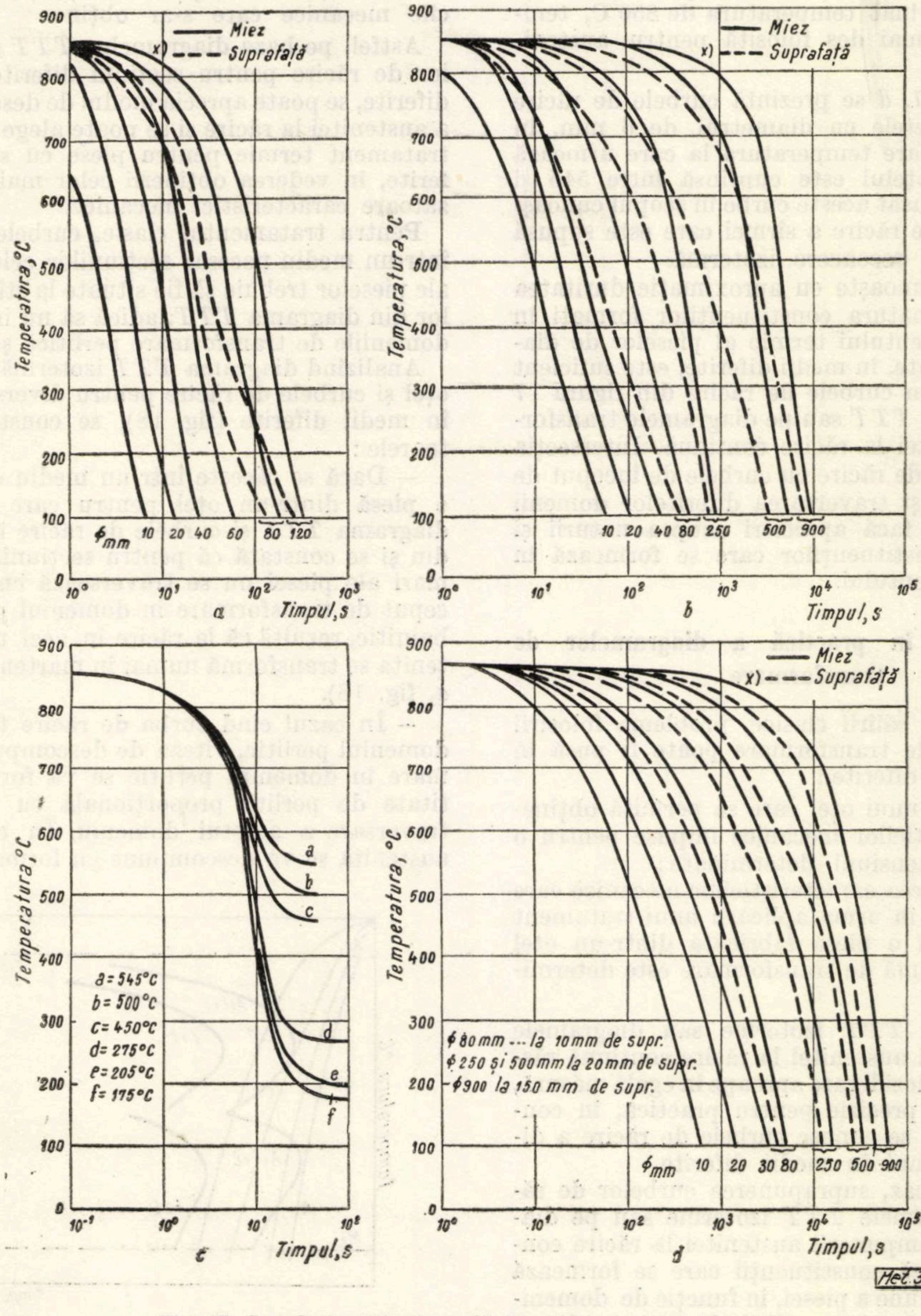


Fig. 17. Curbele de răcire în medii diferite pentru diverse secțiuni:

a – apă; *b* – ulei; *c* – baie de plumb-staniu; *d* – aer.

Pentru a aprecia pe baza diagramelor *TTT* și a diagramelor descompunerii austenitei la răcire continuă comportarea unui oțel la tratament termic, este necesară cunoașterea vitezelor de răcire a diverselor secțiuni ale materialului tratat termic.

Influența vitezei de răcire asupra rezultatelor obținute în timpul tratamentului termic a făcut obiectul multor cercetări. S-a demonstrat că descompunerea austenitei are loc la o temperatură cu atît mai mică cu cît este mai mare viteza de răcire.

Duritatea oțelului crește continuu, pe măsura creșterii vitezei de răcire, iar maximul ajunge cînd transformarea are loc numai în domeniul *Ar'''*.

În figurile 17 *a*, *b*, *c*, și *d* sînt prezentate curbele de răcire a pieselor cilindrice din oțel de diverse secțiuni, în medii diferite. Ca origină a curbelor de răcire s-a luat temperatura de 850°C, temperatura cea mai des folosită pentru austenitizare.

În figura 17, *d* se prezintă curbele de răcire pentru epruvetele cu diametrul de 6 mm, în condițiile în care temperatura la care urmează să fie răcit oțelul este cuprinsă între 545 și 175°C. S-au trasat aceste curbe în scopul cunoașterii vitezei de răcire a sîrmei care este supusă procesului de recoacere izotermă.

Pentru a cunoaște cu aproximație duritatea structurii și natura constituenților formați în cursul tratamentului termic al pieselor de diametre cunoscute, în medii diferite, este suficient să suprapunem curbele de răcire din figura 17 pe diagramele *TTT* sau pe diagramele transformării austenitei la răcire continuă. Intersecția acestor curbe de răcire cu curbele de început de transformare și traversarea diferitelor domenii permit să se facă aprecieri asupra naturii și proporției constituenților care se formează în cursul tratamentului.

II. Folosirea în practică a diagramelor de transformare

În practica călirii clasice, problema folosirii diagramelor de transformare poate fi pusă în două moduri diferite :

— alegerea unui oțel care să permită obținerea caracteristicilor mecanice impuse pentru o piesă de dimensiuni determinate ;

— cunoașterea caracteristicilor mecanice care se pot obține în urma aplicării unui tratament termic pentru o piesă fabricată dintr-un oțel a cărui diagramă de transformare este determinată.

Diagramele *TTT* izoterme sau diagramele descompunerii austenitei la răcire continuă răspund acestor deziderate aproape în egală măsură, cu suficientă precizie pentru practică, în condițiile în care se cunosc curbele de răcire a diverselor secțiuni în medii diferite.

În primul caz, suprapunerea curbelor de răcire pe diagramele *TTT* izoterme sau pe diagramele descompunerii austenitei la răcire continuă ne indică constituenții care se formează în fiecare secțiune a piesei, în funcție de domeniile traversate de către curbele de răcire a diverselor secțiuni. Cunoscînd diagramele descompunerii austenitei pentru diferite oțeluri, se poate alege oțelul care pe anumite secțiuni se călește martensitic sau care permite obținerea constituenților care să asigure caracteristicile mecanice dorite.

În al doilea caz, la piesele fabricate, prin suprapunerea curbelor de răcire a diverselor secțiuni, în diferite medii de răcire, pe diagramele descompunerii austenitei ale oțelurilor din care s-au confecționat piesele, se cunosc constituenții care apar în diverse secțiuni la călire în diferite medii de răcire și, în funcție de aceștia, caracteristicile mecanice care s-ar obține.

Astfel, pe baza diagramelor *TTT* și a curbelor de răcire pentru secțiuni diferite în medii diferite, se poate aprecia modul de descompunere a austenitei la răcire și se poate alege schema de tratament termic pentru piese cu secțiuni diferite, în vederea obținerii celor mai corespunzătoare caracteristici mecanice.

Pentru tratamentul clasic, curbele de răcire într-un mediu necesar secțiunilor celor mai mai ale pieselor trebuie să fie situate la stînga curbelor din diagrama *TTT*, adică să nu intersecteze domeniile de transformare perlitică și bainitică.

Analizînd diagrama *TTT* izotermă pentru un oțel și curbele de răcire pentru diverse secțiuni, în medii diferite (fig. 18), se constată următoarele :

— Dacă se răcește într-un mediu determinat o piesă dintr-un oțel pentru care se cunosc diagrama *TTT* și curbele de răcire în acel mediu și se constată că pentru secțiunile cele mai mari ale piesei nu se traversează curba de început de transformare în domeniul perlitic sau bainitic, rezultă că la răcire în acel mediu austenita se transformă numai în martensită (curba *a*, fig. 18).

— În cazul cînd curba de răcire traversează domeniul perlitic, viteza de descompunere fiind mare în domeniul perlitic se va forma o cantitate de perlită proporțională cu timpul de traversare a acestui domeniu. În continuare, austenita se va descompune cu formare de bainită și o cantitate mică de martensită (curba *d*, fig. 18).

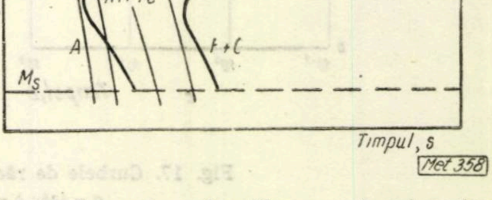


Fig. 18. Comportarea la călire a unui oțel pentru care se cunosc diagramele *TTT* și curbele de răcire în diverse medii.

Cînd curba de răcire traversează pe o porțiune mică domeniul bainitic, viteza de transformare fiind mică în domeniul bainitic, nu se va forma decît o mică cantitate de bainită, după care urmează transformarea martensitică proporțională cu subrăcirea (curba *b*, fig. 18).

— Dacă, dimpotrivă, curba de răcire traversează lent domeniul bainitic, formarea martensitei nu poate avea loc decît în cantitate mică. Cantitatea de bainită va fi cu atît mai mare cu cît timpul de traversare a acestui domeniu va fi mai mare (curba *c*, fig. 18).

La aplicarea în practică a acestor diagrame intervine o serie de noi factori de care trebuie să se țină seama, încît apar unele abateri de la rezultatele indicate de diagrame.

În primul rînd diagramele *TTT* sînt determinate în laborator pe oțeluri de compoziție precisă, iar în practică există o gamă întreagă de compoziții chimice pentru aceeași marcă de oțel, astfel că diagrama respectivă, deși reprezintă compoziția medie, nu redă decît alura generală a mărcii de oțel. Mici diferențe în ceea ce privește compoziția chimică a șarjelor și alți factori, cum ar fi modul de elaborare și calmare, prezența segregațiilor, condițiile de austenitizare, au influență asupra comportării austenitei în timpul descompunerii, modificînd alura diagramei *TTT* și, totodată, rezultatele scontate.

În al doilea rînd, în foarte rare cazuri sînt cunoscute adevăratele curbe de răcire ale pieselor. Diversitatea secțiunilor pieselor fiind mare, curbele de răcire nu se pot lua decît în mod aproximativ. Curbele prezentate pentru secțiuni precise satisfac numai cîteva dintre secțiunile întîlnite în practică. Pentru alte secțiuni, curbele de răcire urmează să fie determinate sau deduse pe baza curbelor existente.

Curbele de răcire au drept origine temperatura de 850°C, întrucît aceasta este cea mai des folosită în practică. Cînd temperatura de austenitizare este alta decît 850°C, se consideră originea curbelor de răcire chiar temperatura folosită în practică, fără ca rezultatele să fie influențate sensibil.

Pe baza diagramelor *TTT* izoterme și a curbelor de răcire a pieselor de diverse secțiuni în medii diferite, pe lîngă tratamentul clasic de călire care poate fi executat în condițiile arătate, se poate efectua și o serie de tratamente termice moderne, cu rezultate foarte bune.

Călirea în trepte martensitică. Este tratamentul termic care cuprinde răcirea piesei de la temperatura de austenitizare într-o baie caldă (de metale topite, de săruri sau de ulei) la temperaturi superioare punctului *Ms*, piesa fiind menținută aici pînă cînd temperatura ei se egalează cu temperatura băii și apoi este răcită într-un mediu oarecare (apă, ulei, aer liniștit). Timpul de menținere deasupra punctului *Ms* trebuie să fie mai scurt decît perioada de incubație la temperatura aleasă, pentru a evita transformarea austenitei în bainită, obținîndu-se astfel o structură complet martensitică. Procesul schematizat este arătat în figura 19, *a*.

Pe baza diagramei *TTT* se pot alege temperatura și timpul maxim de menținere la această temperatură. În cazul cînd timpul maxim de menținere și perioada de incubație la temperatura aleasă nu asigură omogenizarea temperaturii piesei, se poate lăsa să se producă o descompunere parțială a austenitei cu formare de bainită conform schemei din figura 19, *b*, după care se răcește, în apă, ulei sau aer liniștit. Această călire în trepte, mixtă, duce la formarea unei structuri martensitice cu puțină bainită. După călirea propriu-zisă, se face revenirea la temperaturile care asigură caracteristicile dorite.

Acest procedeu se aplică, cu rezultate foarte bune, la piese foarte importante și la cele care prezintă o mare variație în secțiune. Se evită în felul acesta fisurile, iar deformațiile sînt minime.

Călirea în trepte bainitică. Este tratamentul termic realizat pe baza schemei din figura 19, *c*.

Piesa austenitizată la o temperatură superioară punctului Ac_3 se răcește la temperatura aleasă cu o viteză suficientă pentru a evita formarea constituentului proeutectoid sau a perlitei. Se menține la această temperatură un timp necesar pentru a se asigura transformarea completă în bainită, după care piesa se răcește la temperatura ambiantă.

Temperatura aleasă pentru călirea bainitică depinde de duritatea necesară, de cantitatea de austenită reziduală și, în general, de caracteristicile mecanice necesare și de factorii economici (timpul îndelungat de menținere la temperatură constantă, care este legat de viteza de descompunere a austenitei la temperatura aleasă).

Structura bainitică nu asigură, în general, proprietăți superioare față de martensita revenită, însă, pentru unele caracteristici mecanice, prezintă unele avantaje. De exemplu, oțelul cu conținut de carbon ridicat, călit bainitic pentru o duritate de 50 HRC, are o ductibilitate mai bună decît același oțel călit martensitic și revenit pentru aceeași duritate. Caracteristicile de fluaj, la temperatura de 400 – 500°C, ale unor structuri bainitice sînt superioare celor ale martensitei revenite.

Călirea în trepte bainitică este utilizată cu succes la piesele pentru care se urmărește să se obțină caracteristici speciale de elasticitate, cum sînt arcurile.

Recoacerea izotermă. Este tratamentul termic care constă în austenitizarea oțelului la o temperatură care să asigure austenitizarea parțială sau totală, după care este răcit și menținut la o temperatură unde descompunerea austenitei are loc cu formare de perlită, conform schemei din figura 19, *d*.

Alegerea corectă a temperaturii de austenitizare, a vitezei de răcire, a temperaturii la care să aibă loc descompunerea izotermă a austenitei şi a timpului de menţinere la această temperatură nu este posibilă decît cunoscînd diagramele TTT şi vitezele de răcire a diverselor secţiuni, pentru diferite intervale de temperatură.

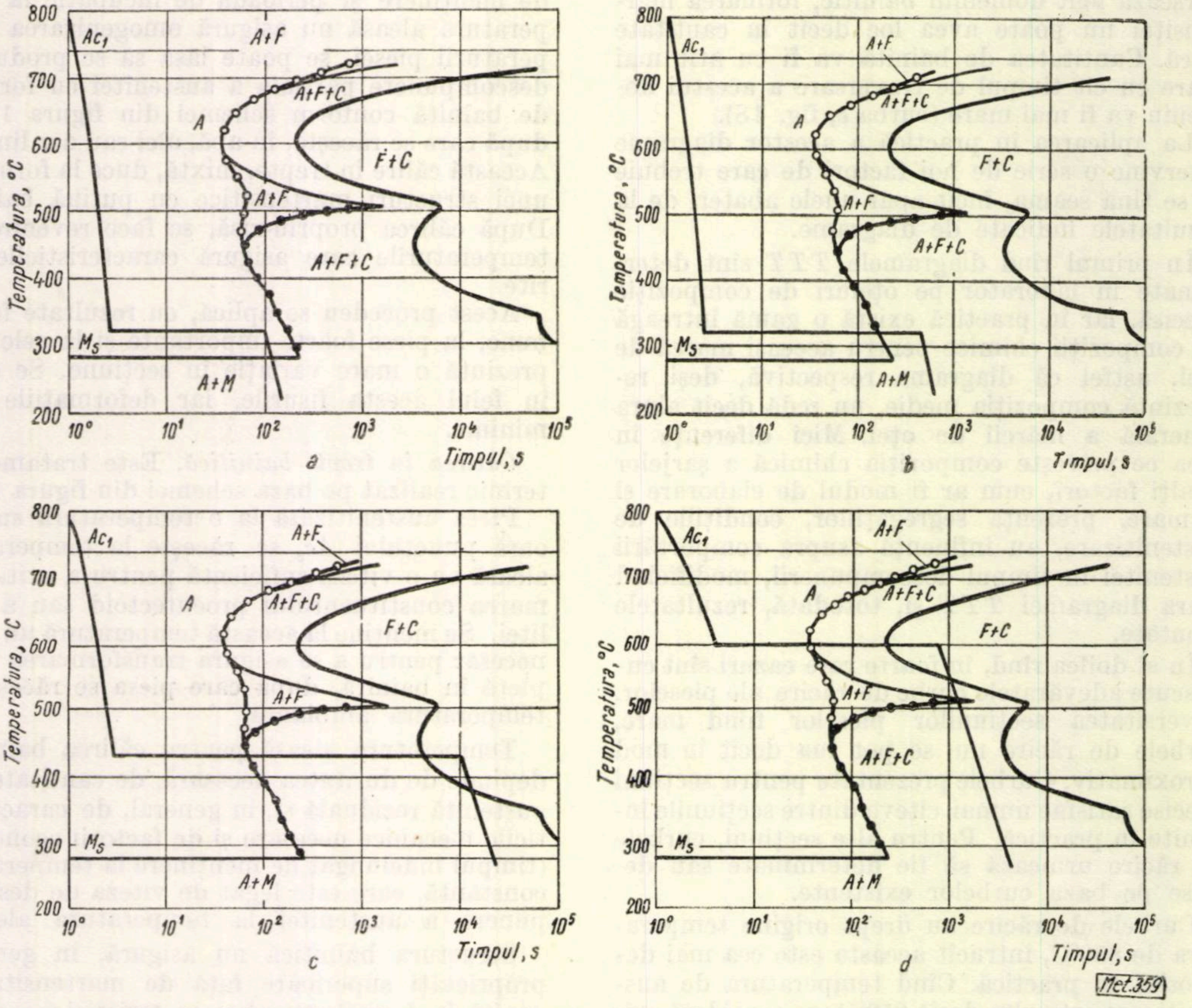


Fig. 19. Schema diverselor tratamente termice ale oţelului *Arc* 4 pe baza diagramei TTT:

a — călirea în trepte martensitică; *b* — călirea în trepte mixtă; *c* — călirea în trepte bainitică; *d* — recoacerea izotermă.

Tipul de perlită format este puternic influenţat de temperatura de austenitizare, de gradul de omogenitate al austenitei. Temperaturile de austenitizare coborîte, în jurul temperaturii punctului Ac_3, favorizează formarea cementitei globulare, în timp ce temperaturile ridicate de austenitizare favorizează formarea cementitei lamelare.

În funcţie de felul operaţiilor la care urmează să fie supus ulterior oţelul, se alege temperatura de austenitizare.

Viteza de răcire de la temperatura de austenitizare pînă la aceea de menţinere izotermă poate să nu fie foarte rapidă, însă trebuie evitată o răcire prea lentă, întrucît este posibilă separarea constituentului proeutectoid la temperaturi superioare.

Temperatura pentru descompunerea izotermă se alege în domeniul în care viteza de descompunere a austenitei este maximă, adică la cotul perlitic.

La temperaturi superioare cotului perlitic, structura care apare este puţin fină iar pentru oţelurile cu conţinut redus de carbon şi slab aliate apare şi reţea de ferită la limitele grăunţilor. La temperaturi mai coborîte decît cotul perlitic, duritatea începe să crească. Atît separarea feritei la temperaturi superioare cotului perlitic, cît şi creşterea durităţii la temperaturi inferioare cotului perlitic îngreunează prelucrările ulterioare la rece.

După descompunerea izotermă a austenitei la temperatura aleasă, piesele se răcesc în aer.

Considerăm că tratamentele termice menţionate nu epuizează posibilităţile de folosire a diagramelor TTT. Cunoscînd modul de descompunere a austenitei în diverse condiţii, se va putea concepe, pentru fiecare caz întîlnit în practică, schema de tratament termic (călirea în trepte martensitică a stratului cementat la roţile dinţate, evitîndu-se astfel deformaţiile, patentarea etc.).

În concluzie, diagramele transformare-temperatură-timp (*TTT*) şi curbele de răcire în medii diferite pentru diverse secţiuni oferă posibilitatea alegerii unor scheme optime de tratamente termice, care să permită obţinerea unei asociaţii de proprietăţi dorite.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Kontorovici, I. E.* Tratamentul termic al oţelului şi al fontei. (Trad. din l. rusă), Bucureşti, Editura tehnică, 1953.

[2] *Guliaev, A. P.* Termiceskaia obrabotka stali, Moscova, Maşghiz, 1960.

[3] *Guliaev, A. P.* Metalurgia fizică (Trad. din l. rusă), Bucureşti, Editura tehnică, 1954.

[4] *Prosvirin, V. I.* şi *Entin, S. D.* Formarea izotermică a martensitei. (Trad. din l. rusă), I.D.T.

[5] Techniques de l'ingenieur. Metallurgie, tom II. Strasbourg, Imprimerie Strasbourgeoise, 1957, p. 1 120—1 150.

[6] Courbes de transformation des aciers de fabrication francaises, vol. I—IV IRSID, Paris, Editions Brun, 1953, 1956, 1960.

[7] Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle Düseldorf, Max-Plank-Institut, Verlag Stahleisen M.B.H., 1954, 1956, 1958.

[8] *Constant, A.* Les bases scientifiques du traitement thermique des aciers en relation avec les ap lications pratiques. În: Revue Métallurgie, nr. 8, aug. 1960, p. 695—713.

[9] *Roos, A.* La trempe isotherme et ses applications. În: La Métallurgie et la Construction Mecanique, vol. 92, nr. 12 dec. 1960, p. 1 013—1 021.

[10] *Rotenstein, B.* şi *Drăgan, N.* Descompunerea izotermă a austenitei în oţelul *Arc* 3. În: Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 4, 1959, p. 493—510.

[11] *Drăgan, N.* Observaţii asupra descompunerii izoterme a austenitei în oţelurile aliate cu Cr, Si şi Mn în domeniul superior al intervalului intermediar. În: Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 3, 1961, p. 269—282.

[12] *Dumitrescu, Tr., Ionescu, St. C.* şi colaboratorii. Contribuţii la stabilirea cineticii transformării austenitei în bainită. În: Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 4, 1961.

[13] *Venkov, B. V., Borisova, I. I.* şi *Noskova, M. A.* Călirea izotermă a arcurilor înfăşurate la rece din oţel 60C2A. În: Metallovedenie i obrabotka metallov, nr. 4, 1958, p. 44—45.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.794.025 : 621.771.2 : 669.14—122

Procedee moderne de decapare şi curăţare a produselor laminate semifabricate şi finite

Ing. GHEORGHE M. POPESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

În procesul de prelucrare a oţelului prin laminare, unul dintre cele mai importante roluri îl are starea de curăţenie a suprafeţei metalului laminat, atît la materia primă, cît şi la semifabricate sau la produse finite.

După natura lor şi după procedeul folosit, metodele de curăţare a suprafeţe. metalului, înainte sau după laminare, sînt cunoscute sub următoarele denumiri:

— curăţarea propriu-zisă, mecanică sau termică;

— decaparea mecanică, chimică sau electrochimică;

— degresarea chimică, electrolitică, mecanică sau termică.

Aprofundarea tehnologiei pentru fiecare din procedeele de curăţare arătate necesită o prealabilă analiză a formelor şi a modului de constituire a oxizilor, ca şi a celorlalte impurităţi care apar pe suprafaţa produselor laminate, semifabricate şi finite.

I. Tehnologia curăţării, decapării şi degresării

În acest articol se vor analiza, pe scurt, diverşii parametri care influenţează cantitativ tehnologia acestor operaţii.

1. *Curăţarea propriu-zisă a lingourilor şi semifabricatelor pentru laminare.* În siderurgia modernă se acordă o tot mai mare atenţie pregătirii (curăţării) materiei prime şi semifabricatelor pentru laminare. În prezent, metoda folosită este curăţarea în fluxul de fabricaţie a bramelor, blumurilor sau ţaglelor cu maşină cu flacără, cu care sînt dotate aproape toate slebingurile şi blumingurile existente la marile combinate siderurgice.

Maşinile pentru curăţare în flux cu flacără sînt făcute fie pentru prelucrarea tuturor celor patru feţe ale laminatului, fie numai pentru feţele superioare şi inferioare (sau laterale). Aceste maşini funcţionează atît cu acetilenă, cît şi cu gaz natural.

La curățarea bramelor se scoate un strat de metal gros de 1,5–2,5 mm (în mod obișnuit maximum 2 mm), iar pierderile de metal nu depășesc 1,5–2,0%. Durata curățării laminatului cu mașina, inclusiv a încălzirii, este de 20–40 s, cu viteza de deplasare de 0,4–0,6 m/s.

În general, nu toate bramele sau blumurile trec prin curățarea cu flacără în flux, ci numai acelea dintr-un anumit fel de oțel și cu o anumită destinație, restul fiind dirijate pentru curățarea cu utilaje conduse manual. De obicei, numărul de brame care se curăță în flux variază în limite destul de largi, între 50–85%. Aceste brame trec mai departe pentru laminare sau pentru examinarea și curățarea suplimentară cu cuțite acționate mecanic. Cantitatea de brame care ajunge la curățarea suplimentară variază între 40–10%. În depozit, bramele care au trecut prin curățarea în flux obișnuit se supun unei curățări locale, iar cele care nu au trecut prin curățarea în flux, unei curățări complete cu aparate de tăiat cu gaze, manuale.

Curățarea țaglelor se face în depozit, prin folosirea diverselor mașini de polizare, cojire, tăiere cu dălți pneumatice etc., corespunzător suprafeței obținute după laminare și cerințelor calitative impuse laminatului ca atare.

2. *Decaparea.* Îndepărtarea oxizilor de pe suprafața laminatelor (produse intermediare și finite), constituind procesul tehnologic de decapare, se face, după cum s-a mai arătat, pe cale mecanică, chimică sau electrochimică.

Decaparea mecanică se face mai ales pentru produsele laminate la care decaparea chimică sau electrochimică devine greoaie, cere instalații prea complicate sau conduce la o creștere a prețului de cost. Se aplică mai ales produselor plate groase (table peste 6 mm grosime), semifabricatelor sau produselor finite fasonate, de lungimi sau tonaj mare. De asemenea, decaparea mecanică, singură sau combinată cu cea chimică, se aplică cu rezultate bune la oțelurile greu decapabile chimic, cum sînt, de exemplu, oțelurile inoxidabile, refractare și în general oțelurile înalt aliate.

În ultimul timp, procedeul de decapare mecanică s-a extins și la benzile laminate la cald, care urmează a fi laminate la rece, în vederea unei acoperiri bune de protecție cu zinc, cositor etc. Decaparea mecanică favorizează, de asemenea, condițiile de ungere la laminare sau la alte deformări plastice.

Decaparea mecanică se aplică și în cazul cînd pe un produs laminat se cere a se curăța numai o anumită zonă din suprafața totală, ca de exemplu la fabricarea țevilor sudate din benzi laminate la cald, la care se aplică o decapare mecanică numai în zona marginală a benzilor care se vor suda. În acest caz, instalația de decapare locală este inclusă în fluxul tehnologic al procesului de fabricație respectiv, pentru care instalația de profilare și sudură are la partea sa de intrare utilajul necesar executării acestei curățări.

Ca mijloc de decapare mecanică, se folosește mai ales jetul de alice fragile din fontă, cu o duritate de circa 65 HRC, realizat fie prin simpla proiectare cu acceleratoare cu palete, fie printr-o împroșcare pneumatică. Consumul specific de alice variază între 1,5 și 2,0 kg/t material decapat. Alte procedee de decapare mecanică mai simple constau în: sablarea propriu-zisă, tobarea (în tobe confecționate din bare metalice), curățarea cu benzi sau discuri abrazive etc.

Utilajele folosite pentru decaparea mecanică sînt în general simple, dar cu o execuție foarte pretențioasă, mai ales în ceea ce privește calitatea materialului și a prelucrării pieselor acceleratoarelor de alice. Operațiile sînt mecanizate și parțial automatizate, în special la agregatele moderne din ajustajul laminoarelor de tablă groasă sau de benzi late laminate la cald. Cu toate acestea, utilajele nu se folosesc decît pe o scară redusă și numai pentru produsele enumerate mai sus.

Viitorul este favorabil extinderii acestui procedeu, în locul decapării chimice sau în combinație cu decaparea chimică.

Decaparea chimică cu acizi este procedeul cel mai răspîndit, mai ales pentru curățarea de oxizi a produselor plate, a sîrmelor, a țevilor cu sau fără sudură, a diverselor piese prelucrate prin forjare, presare sau ștanțare etc.

Decaparea cu acizi se bazează pe reacțiile chimice care au loc între oxizii fierului și soluția acidă. Îndepărtarea arsurii este favorizată și de reacția dintre structura materialului de bază și acid, care se produce datorită infiltrării acidului prin stratul poros de arsură, ca și de producerea bulelor de hidrogen, care desprind în mod mecanic stratul încă nedizolvat de arsură. Cu toate că acestă reacție este de mare importanță pentru îndepărtarea arsurilor sărace în FeO, precum și în cazul decapării cu H_2SO_4, se constată însă că ea este totodată foarte dăunătoare, deoarece provoacă dizolvarea oțelului, un consum suplimentar de acid și difuziunea hidrogenului în oțel, ceea ce poate duce pînă la rebutarea materialului laminat. Acesta este fenomenul cunoscut în uzine sub denumirea de „fragilitatea hidrogenului" și „apariția de bășici", care își are originea pe de o parte în calitatea oțelului lingou turnat, și pe de altă parte în modul cum s-a efectuat decaparea. Urmărirea îndeaproape a acestui fenomen trebuie să se facă cu multă atenție, întrucît s-a constatat că, după o treime din timpul tratamentului de decapare, se îndepărtează circa 80 % din întreaga cantitate de oxizi, iar în restul de două treimi ale procesului de decapare, acidul poate ataca direct și oțelul.

Pentru a micșora acțiunea acidului asupra fierului, fără a încetini însă pe aceea asupra oxizilor, și pentru a micșora fragilitatea de hidrogen, se introduc în baia de decapare adaosuri încetinitoare (cunoscute și sub denumirea de inhibitori, limitatori etc.).

Acizii folosiți pentru decapare pot fi: sulfuric, clorhidric, azotic, fluorhidric, fosforic sau un amestec din acești acizi. Principalii acizi folosiți în prezent la decaparea laminatelor sînt acidul sulfuric și acidul clorhidric. Ținînd seamă de avantajele și dezavantajele unui acid față de celălalt, se poate afirma că viitorul decapării cu soluții acide, mai ales în instalațiile continue, va înclina spre utilizarea acidului clorhidric, deși în prezent și pe scară mondială principalul acid decapant folosit este H_2SO_4.

Decaparea electrochimică este mai puțin folosită decît decaparea chimică cu acizi. Prin proprietățile și avantajele pe care la are, decaparea electrochimică va deveni într-un viitor apropiat un concurent de seamă al decapării chimice propriu-zise.

Principalele avantaje ale decapării electrochimice sînt următoarele:

— îndepărtarea mai ușoară a oxizilor de tipul Fe_3O_4;

— reducerea duratei de decapare;

— reducerea consumului de acid (pînă la 50%);

— reducerea consumului de metal;

— micșorarea fragilității datorită hidrogenului.

Dezavantajele față de decaparea chimică sînt:

— necesitatea menținerii unui contact electric bun;

— necesitatea unui control mai riguros al temperaturii și concentrației acidului.

În practica decapării electrochimice se întîlnesc de obicei trei sisteme, și anume:

a) *Decaparea după procedeul anodic*, în care metalul care servește drept anod se introduce într-un electrolit compus dintr-o soluție concentrată de H_2SO_4 (pînă la 250 g/l), de la temperatura camerei pînă la circa 40°C, la o tensiune a curentului de 3—12 V și o densitate de curent de 5—10 A/dm^2.

În cazul decapării anodice, are loc dizolvarea fierului de sub stratul de oxizi, care se îndepărtează mecanic. Metalul se obține liber de hidrogen și de nămol. Dezavantajele procedeului constau în necesitatea utilizării acidului sulfuric concentrat și în decaparea neuniformă a pieselor de formă complicată.

b) *Decaparea după procedeul catodo-anodic*, în care fierul se leagă la început la catod, într-o baie cu o soluție caldă de H_2SO_4(10—20%) și cu o densitate de curent de 7—10 A/dm^2. Oxizii se îndepărtează intens, datorită degajării violente de hidrogen, a cărui difuziune în oțel este însă inferioară celei care are loc la decaparea chimică. După aceasta, obiectul respectiv de fier trece în altă baie mai concentrată de H_2SO_4 (40—50%), în care el servește drept anod, iar densitatea curentului este ridicată pînă la 10—15 A/dm^2.

Durata decapării este de 2—5 min. Densitatea mare a curentului și temperatura joasă (10—30°C) contribuie la obținerea unei suprafețe bune de culoare deschisă.

Neajunsul acestui procedeu constă în necesitatea de a răci acidul pentru prelucrarea anodică.

c) *Decaparea după procedeul Boullard-Dunn* se deosebește de celelalte două procedee descrise, prin faptul că este catodică și se utilizează un electrolit compus din 50 g/l H_2SO_4, 30 g/l HCl și 22 g/l $SnCl_2$. Electrolitul se folosește la o temperatură de 60—70°C și la o densitate catodică de 7—10 A/dm^2. Avantajul acestui sistem constă în faptul că porțiunea decapată se acoperă de un strat subțire de staniu, ceea ce împiedică supradecaparea locală.

În afara procedeelor de decapare sau curățare descrise sînt și alte sisteme care se găsesc în stare experimentală sau se utilizează numai într-un domeniu restrîns, datorită particularităților lor tehnologice. Astfel se menționează:

— curățarea și decaparea ultrasonică — în stare experimentală — care vor putea găsi aplicare pe scară industrială, datorită avantajelor calitative și cantitative, dintre care mai ales acela al scurtării duratei de decapare;

— decaparea în săruri topite;

— decaparea bazică la temperaturi ridicate etc.

3. *Degresarea.* Ca și decaparea, degresarea se poate realiza prin procedee chimice, electrolitice, mecanice sau termice.

Degresarea chimică se folosește pentru îndepărtarea grăsimilor saponificabile cu alcalii (grăsimi de origine vegetală sau animală) și a grăsimilor nesaponificabile care formează cu alcaliile emulsii ce se pot îndepărta ușor (uleiurile minerale).

Pentru degresarea chimică se utilizează de obicei o baie cu următoarea compoziție: hidroxid de sodiu, 25 g/l; carbonat de potasiu sau de sodiu, 50 g/l; fosfat de sodiu, 15 g/l.

În cazul în care pe suprafața laminatelor se găsesc uleiuri minerale, se mai adaugă în soluție 2—3 g/l sticlă solubilă, săpun sau o altă substanță emulgatoare (activă superficial). În cazul grăsimilor saponificabile nu este necesară prezența emulgatorului.

Temperatura soluției trebuie să fie de circa 90°C, însă nu mai mică de 80°C. Temperatura ridicată ușurează dizolvarea săpunului, intensifică hidroliza sărurilor alcaline și accelerează procesul de emulsionare, deci influențează favorabil asupra procesului de degresare.

Corectarea soluției în timpul lucrului se face prin adăugarea periodică de NaOH (10 g/l) și Na_3PO_4 (5 g/l). După o întrebuințare mai îndelungată, soluția se înlocuiește de obicei cu alta proaspătă.

După degresare, produsele laminate trebuie spălate la început cu apă curată fierbinte și apoi cu apă rece, pentru îndepărtarea totală a resturilor de emulsie, de săpun etc.

Degresarea electrochimică este un procedeu utilizat mai ales în cadrul laminoarelor moderne de benzi la rece, unde reziduurile uleioase și în special acelea de ulei de palmier care s-au folosit la laminare se cer a fi complet îndepărtate înaintea tratamentului termic de recoacere. La degresarea electrochimică se folosesc soluții cu aproximativ aceeași compoziție ca și la degresarea chimică, sub acțiunea unui curent electric continuu.

Produsele supuse degresării constituie de obicei catodul, iar drept anod se folosesc plăci de fier acoperite cu nichel, care practic nu se dizolvă în alcalii.

Temperatura soluției este de 70—80°C, iar în agregatele moderne continue, chiar de 95°C. Densitatea de curent variază între limitele 5—10 A/dm² (uneori chiar pînă la 50 A/dm²). Pentru obținerea unei densități mai mari, în cazul că tensiunea sursei de curent este limitată, se mărește concentrația alcaliilor din soluție pînă la 100 g/l.

Procesul curățării are loc prin degajarea intensă a hidrogenului pe suprafața laminatelor, datorită trecerii curentului electric, ceea ce ușurează desprinderea picăturilor de ulei de pe suprafața metalului și accelerează apreciabil procesul de degresare. După degresare, laminatele trec prin băi de spălare cu apă și prin instalații de uscare.

În unele cazuri, avînd în vedere posibilitățile oferite de acest sistem, baia pentru degresarea electrochimică se utilizează și la îndepărtarea nămolului de decapare care rămîne pe suprafața produselor, sub forma unor depuneri negre, grase, și care este insolubil în soluția acidă obișnuită folosită la decapare.

Degresarea electrochimică, denumită și anodică, după procedeul arătat, nu se recomandă în cazul pieselor cu un conținut mai bogat în carbon, din cauza prezenței hidrogenului. În asemenea situații se aplică sistemul de degresare catodică (metalul se leagă la anod) sau degresare combinată.

În unele cazuri, cum ar fi acelea cînd piesele laminate trebuie curățate și degresate pentru a fi vopsite, emailate etc., se folosește o degresare mecanică prin sablare, curățare cu perii și spălare sau calcinare într-un cuptor (mai ales la emailare).

II. Instalații sau agregate folosite și caracteristicile lor

Vom descrie sumar principalele instalații sau agregate folosite la decapare și degresare.

1. *Instalații sau agregate pentru decaparea mecanică*. În figura 1 se prezintă o instalație de decapare mecanică continuă a benzilor de oțel laminate la cald. Instalația se compune din: platforma de lucru; un derulor neacționat; o mașină de îndreptat cu role; un foarfece de șutare a capetelor; o mașină de sudat cap la cap; o instalație pentru spargerea arsurii; o mașină de tras și îndreptat; o groapă de buclare; patru mașini de sablat cu alice; dispozitivul de frînare și înfășurătorul final.

Una dintre condițiile cele mai importante pentru funcționarea sigură a acestor instalații este aceea de aducere corectă a materialului de împroșcare la aruncătoarele de alice și distribuirea lor pe paletele de lucru. În acest sens există mai multe tipuri de mașini de sablat cu alice, și anume:

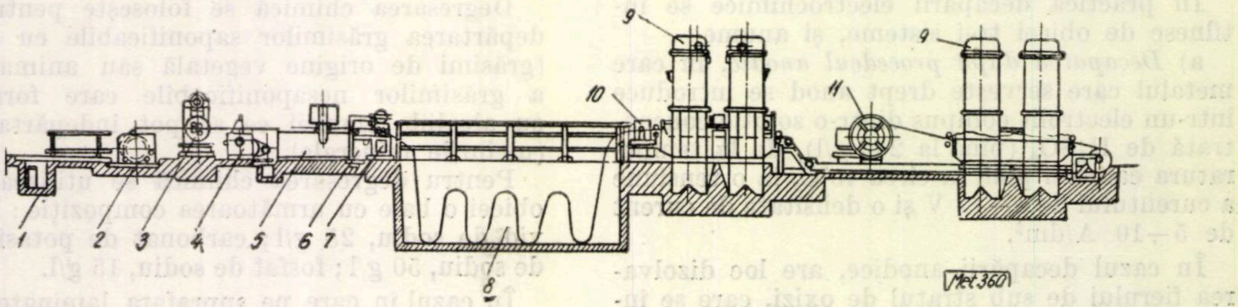


Fig. 1. Schema instalației pentru îndepărtarea pe cale mecanică a oxidului de pe banda laminată la cald: 1 — platforma de lucru; 2 — desfășurător liber (neacționat); 3 — mașina de îndreptat; 4 — foarfece; 5 — mașina de sudat; 6 — spărgător de arsură; 7 — mașina de îndreptat prin tragere; 8 — groapa de buclare; 9 — mașina cu jet de alice; 10 — dispozitiv de frînare; 11 — bobinatoare (vîrtelnița).

— aruncătoare de alice cu discuri și palete care pot imprima materialului de împroșcare o viteză la ieșire de pînă la 60—70 m/s, la o turație a rotorului de 2 200—3 000 rot/min;

— aruncătoare cu ajutaje și aspirație de aer cu presiunea de pînă la 400 mm col. apă și altele.

Debitul unui aruncător de alice, la turaţia rotorului de 2 200 rot/min, poate atinge pînă la 180 kg/min material de împroşcat; viteza de deplasare a benzii este de 70 – 80 m/min, iar productivitatea unei asemenea instalaţii pentru o bandă de 1,2 – 1,6 mm grosime şi de maximum 1 000 mm lăţime poate fi de 10 – 20 t/h. De reţinut este şi faptul că acest sistem de decapare prezintă avantajul unui preţ de cost cu mult mai scăzut decît la decaparea chimică.

2. *Instalaţii sau agregate pentru decaparea chimică.* Decaparea chimică, fiind sistemul cel mai răspîndit în prezent, dispune de o mare varietate de instalaţii sau de agregate, de la cele mai simple şi mai ieftine, pînă la cele mai complicate, de la cele cu deservire manuală, pînă la cele complet mecanizate şi aproape total automatizate, şi în mod corespunzător cu o mare varietate de capacităţi.

Prezentăm descrierea lor sumară, în ordinea valorii investiţiilor şi a capacităţilor respective.

a) *Instalaţii de decapare în bazine* (*batale*) *deschise*, cu sau fără balansarea materialului supus decapării. Asemenea instalaţii sînt cele mai simple şi constau din unul sau mai multe bazine confecţionate din material antiacid (cărămizi şi chit antiacid), bazine din lemn, beton sau cărămidă căptuşite în interior cu plumb.

În toate cazurile, bazinele de decapare cu soluţii acide sînt însoţite de alte bazine cu apă, fie pentru răcirea materialului înaintea decapării (decaparea şturţurilor la laminoarele de tablă subţiri după metoda în pachete), fie pentru spălare după decapare. Pentru asigurarea unui contact cît mai mare al laminatelor cu soluţia decapantă se mişcă alternativ fie materialul supus decapării, fie soluţia acidă. În cazul ţevilor, sîrmelor, barelor trase etc. se foloseşte în majoritatea cazurilor o decapare statică, fără mişcarea laminatelor şi a soluţiilor decapante.

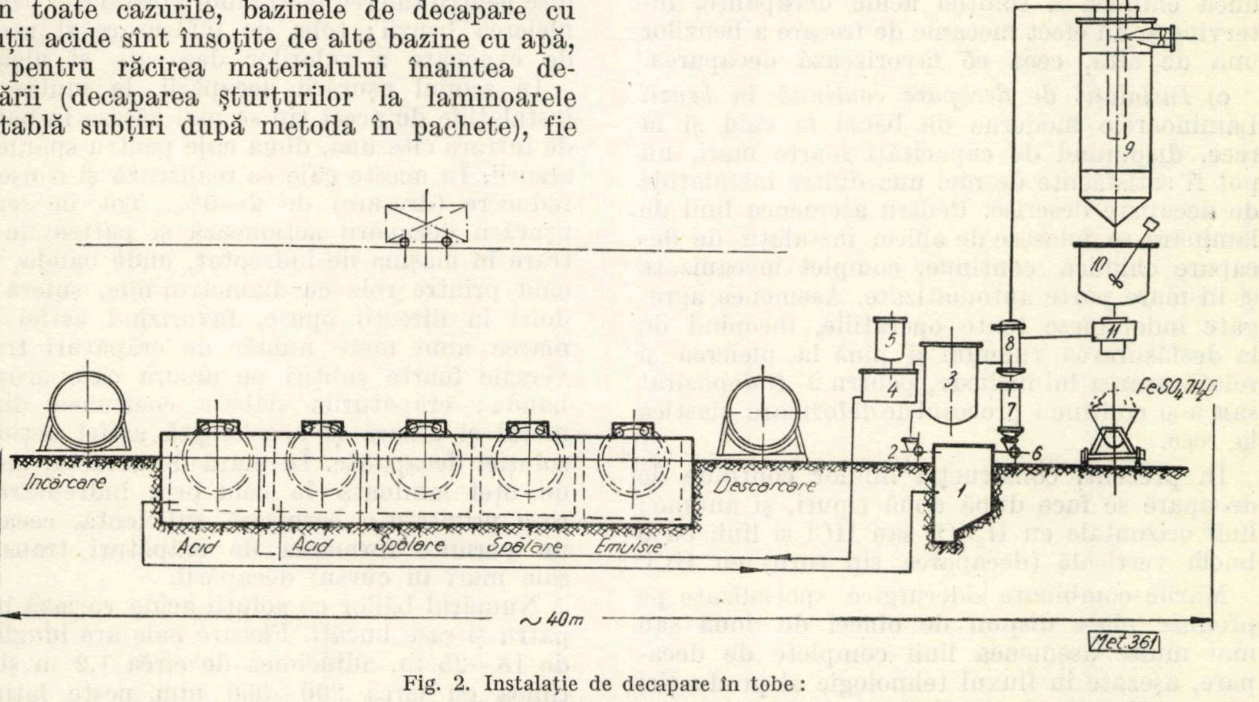


Fig. 2. Instalaţie de decapare în tobe:

1 – vas premergător; *2* – pompă; *3* – încălzitor; *4* – jgheab de amestecare; *5* – vas de amestecat pentru acid sulfuric; *6* – pompă; *7* – filtru; *8* – schimbător de căldură; *9* – ciclon pentru cristalizare; *10* – amestecător; *11* – centrifugă.

Capacitatea unei asemenea instalaţii variază în raport cu materialul decapant, cu soluţia acidă folosită, cu temperatura soluţiei şi, respectiv, cu durata impusă de decapare.

Un neajuns al folosirii sistemului de decapare în bazine deschise îl constituie, pe de o parte, pericolul perforării bazinelor la o exploatare neraţională şi pătrunderea soluţiilor acide în fundaţiile halelor sau ale utilajelor vecine, iar pe de altă parte, condiţiile grele de muncă datorite gazelor nocive emanate, care devin periculoase mai ales cînd nu funcţionează corespunzător sistemele de captare şi evacuare a lor.

b) *Instalaţii de decapare a benzilor în tobe*, folosite pe scară largă la decaparea benzilor laminate la cald, mai ales acolo unde lăţimea benzilor este relativ mică (benzi înguste) şi unde capacitatea de producţie a fost oarecum limitată (de ordinul a 30-150 000 t/an). Instalaţia se compune (fig. 2) din unul sau mai multe bazine cu soluţie acidă de decapare, din două sau trei bazine cu apă de spălare şi dintr-un bazin cu o emulsie uleioasă, pentru ungerea benzilor decapate şi spălate, în scopul conservării lor în caz de depozitare şi spre a le pregăti pentru deformarea plastică în cazul laminării la rece. Benzile în formă de rulouri cu greutăţi foarte variate, de la 200 la 300 kg şi pînă la circa 5 t, sînt aşezate în prealabil în nişte tobe prevăzute cu orificii în pereţii frontali şi cu un sistem de rotire mecanică. Tobele se construiesc de capacităţi şi mărimi diferite, corespunzătoare dimensiunilor rulourilor supuse decapării.

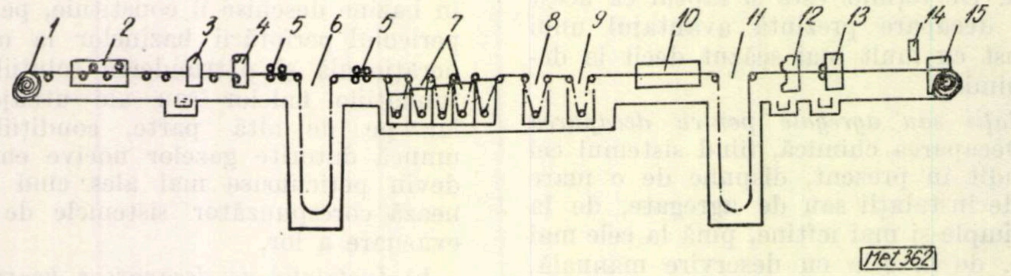


Fig. 3. Linie de decapare continuă a benzilor :

1 – rulou ; 2 – maşină de îndreptat ; 3 – foarfece pentru tăierea capătului din faţă ; 4 – maşină de sudare electrică ; 5 – role de tragere ; 6 – prima groapă de buclare ; 7 – rezervoare de decapare cu acid sulfuric ; 8 – baia de spălare cu apă rece ; 9 – baia de spălare cu apă caldă ; 10 – instalaţia de uscare ; 11 – a doua groapă de buclare ; 12 – foarfece pentru tăierea cusăturii sudate ; 13 – foarfece-disc pentru tăierea marginilor ; 14 – dispozitive pentru impregnarea benzii cu ulei ; 15 – tobă înfăşurătoare.

Decaparea, ca şi spălarea şi ungerea benzilor, are loc prin transportarea succesivă a tobelor încărcate cu rulouri prin bazinele cu soluţiile respective şi prin rotirea lor în fiecare bazin, în care timp, la rotirea într-un sens, ruloul suferă o uşoară desfacere, iar la rotirea în sens invers, o uşoară strîngere. Deci pe lîngă acţiunea chimică a soluţiei acide decapante, intervine şi un efect mecanic de frecare a benzilor una de alta, ceea ce favorizează decaparea.

c) *Instalaţii de decapare continuă în benzi.* Laminoarele moderne de benzi la cald şi la rece, dispunînd de capacităţi foarte mari, nu pot fi satisfăcute de nici una dintre instalaţiile de decapare descrise. Pentru asemenea linii de laminare se folosesc de obicei instalaţii de decapare chimică continue, complet mecanizate şi în mare parte automatizate. Asemenea agregate îndeplinesc toate operaţiile, începînd de la desfăşurarea ruloului şi pînă la uleierea şi reînfăşurarea lui inclusiv, pentru a fi depozitat sau a-şi continua procesul de deformare plastică la rece.

În prezent, construcţia liniilor continue de decapare se face după două tipuri, şi anume: linii orizontale cu H_2SO_4 sau HCl şi linii cu o buclă verticală (decaparea tip turn) cu HCl.

Marile combinate siderurgice specializate pe produse plate dispun de obicei de două sau mai multe asemenea linii complete de decapare, aşezate în fluxul tehnologic al producţiei respective.

Pentru cunoaşterea componenţei acestor agregate complexe şi a modului lor de funcţionare, în acest articol se descrie o asemenea linie de decapare continuă orizontală, pentru benzi laminate la cald de 1,2–6 mm grosime şi de maximum 1 800 mm lăţime (fig. 3).

Linia poate avea pînă la 240 m lungime şi se compune – în ordinea trecerii benzii – din: rampa de alimentare şi desfăşurătorul de rulouri; maşina de îndreptat cu role; foarfecele pentru şutarea capetelor; instalaţia de sudură cap la cap; rolele de tragere; groapa de buclare pentru compensarea timpului cerut de oprirea benzii la şutarea capetelor şi la sudarea lor; bazinele de decapare cu soluţie de H_2SO_4 sau HCl; bazinul de spălare cu apă caldă, instalaţia de uscare după spălare; cea de-a doua groapă de buclare în partea de ieşire din instalaţia de uscare (pentru compensarea timpului de oprire la tăierea cusăturilor sudate); forfecele pentru tăierea cusăturilor sudate; foarfecele-disc pentru tăierea marginilor; instalaţia pentru uleierea benzii; toba de înfăşurare şi rampa de evacuare a rulorilor decapate şi uleiate.

În scopul uşurării decapării, la multe din instalaţiile de acest tip se mai găsesc la partea de intrare cîte una, două caje pentru spargerea arsurii. În aceste caje se realizează şi o uşoară reducere (dresare) de 2–5%. Tot în sensul uşurării decapării acţionează şi partea de intrare în maşina de îndreptat, unde banda, trecînd printre role cu diametrul mic, suferă îndoiri în direcţii opuse, favorizînd astfel formarea unui mare număr de crăpături transversale foarte subţiri pe arsura care acoperă banda; crăpăturile slăbesc coeziunea dintre metal şi arsură şi accelerează astfel acţiunea soluţiei decapante. În afară de aceasta, banda de oţel laminată la cald prin îndreptare la rece primeşte o ecruisare suficientă, ceea ce nu permite formarea de crăpături transversale mari în cursul decapării.

Numărul băilor cu soluţii acide variază între patru şi şase bucăţi. Fiecare baie are lungimea de 18–25 m, adîncimea de circa 1,2 m şi lăţimea cu circa 200–300 mm peste lăţimea maximă a benzii. Viteza agregatului se reglează din partea dinspre evacuare, unde se face şi examinarea calităţii decapării. La instalaţiile moderne, viteza maximă este de 90–150 m/min, iar în unele cazuri pînă la 220 m/min. Durata decapării este egală cu lungimea părţii scufundate a benzii (care ajunge la instalaţiile mari pînă la 200 m) raportată la viteză, adică aproximativ unul pînă la două minute.

Soluția de decapare poate fi cu H_2SO_4 sau cu HCl. În cazul H_2SO_4, concentrația variază între 5–16%, în funcție de sortimentul care se decapează, de tipul arsurii și de viteza de decapare aleasă. Băile acide sînt așezate de obicei în cascadă și se încălzesc cu abur.

Pentru protecția muncitorilor, băile de decapare sînt acoperite cu capace din material plastic rezistent la acizi și cu o instalație de absorbție și evacuare a vaporilor nocivi care se găsesc în spațiul dintre suprafața soluțiilor și capacele de acoperire.

Pentru reducerea consumului de acid și pentru valorificarea sărurilor, respectiv a oxizilor de fier, agregatele de decapare continue moderne sînt dotate cu instalații de regenerare a acizilor din soluțiile de decapare uzate. Asemenea instalații se folosesc în prezent atît pentru H_2SO_4 cît și pentru HCl.

Instalația de decapare continuă de tip turn, cu bucle verticale, se deosebește de aceea orizontală numai prin partea centrală, respectiv zona bazinelor cu soluția acidă decapantă, care la instalația de tip turn nu mai este prevăzută cu bazine, ci cu un sistem de orificii așezate pe pereții verticali ai turnului de decapare, și prin care se stropește banda cu o soluție acidă, de obicei de HCl. Instalațiile de acest tip prezintă avantajul unei economii de acizi, prin regenerarea soluțiilor acide uzate (ușor realizabilă în cazul HCl), reducerea consumului de apă, reducerea spațiului necesar în planul orizontal, o productivitate mare, posibilitatea de a supraveghea în permanență mersul benzii și eventuala oprire a funcționării instalației, fără a fi periclitată banda la o supradecapare etc. În schimb, prezintă dezavantajul unei investiții mai ridicate și al necesității unei construcții dificile desfășurate pe verticală (fig. 4).

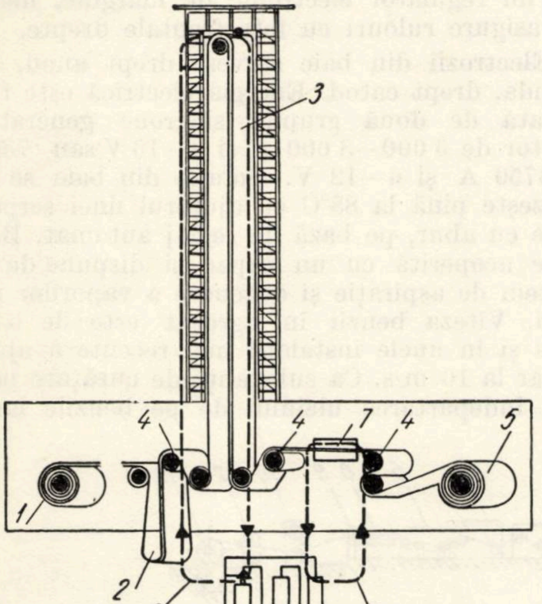


Fig. 4. Instalație de decapare tip turn:

1 – tambur de desfășurare; 2 – groapă de buclare; 3 – turnul de decapare; 4 – role de ghidare; 5 – tambur de înfășurare; 6 – instalația de regenerare a soluțiilor acide uzate; 7 – băi de spălare după decapare; 8 – circulația soluțiilor acide; 9 – circulația apelor de spălare.

d) *Instalații de decapare și degresare speciale în cadrul agregatelor de zincare continuă la cald.* Metoda modernă cu agregate continue de mare productivitate pentru zincarea la cald impune realizarea în flux a decapării și degresării benzii înaintea recoacerii și respectiv a zincării. Partea agregatului în care se realizează aceste operații de curățare se compune dintr-o baie cu soluție acidă decapantă, o baie de spălare cu apă caldă, o baie de degresare cu soluție alcalină și a doua baie de spălare.

În continuare, banda trece printr-o baie cu fondant lichid (procedeul Cook-Nordmann) la temperatura de 80°C, apoi printr-un cuptor de încălzire și, în sfîrșit, în baia de zincare cu zinc lichid. Productivitatea unui asemenea agregat, la care s-au acordat toate părțile sale componente (inclusiv decaparea, degresarea și spălarea), este de 20–30 t/h. Lungimea unei linii atinge 170–215 m, iar viteza de deplasare a benzii variază, în funcție de dimensiunile ei (grosime 0,3–3 mm și lățime 600–1 200 mm), între 15 și 90 m/min.

3. *Instalații de decapare electrolitică.* Cele mai utilizate instalații de acest gen sînt cele cu acizi, alimentate cu curent electric alternativ. Fiecare baie are cîte două transformatoare monofazate sau generatoare cu o putere de 225 kVA, răcite cu apă. Electrozii superiori au o ramă turnată din plumb, cu două benzi de cupru, iar electrodul inferior compus din table de plumb laminate, cu o grosime pînă la 38 mm, se află pe fundul băii, la același nivel cu căptușeala de cărămizi. Pentru ca electrozii să aibă o poziție corectă în băile electrolitice, la fiecare capăt al băii este prevăzută o rolă de presare cu ax alungit, dintr-o compoziție impenetrabilă pe bază rășinoasă și cu azbest, rotirea rolei făcîndu-se în rulmenți de sticlă.

Pentru obținerea intensității necesare a curentului la diferite rezistențe ale băii, care se măresc cu creșterea sulfatului de fier, este nevoie de reglarea tensiunii.

Pentru 1 dm² de suprafață a electrodului se cer cel puțin 11 A. Pentru reglarea tensiunii, transformatoarele de joasă tensiune au derivații de 7–15 V cu intervale de cîte 2 V. Cînd agregatul se oprește, curentul se decuplează automat.

Concentrația soluției este de circa 10% și se menține constantă prin adăugarea periodică de acid. Încălzirea băilor pînă la circa 88°C se realizează prin reacțiile exoterme ale electrolizei. Periodic se adaugă, de asemenea, apă pentru compensarea evaporărilor.

Productivitatea unei instalații electrolitice este mai mare în medie cu 35% față de decaparea în soluții acide. Productivitatea este influențată însă direct de durata necesară introducerii benzilor în agregat, și prin urmare diferența de circa 35% în plus nu mai este valabilă în cazul rulourilor de benzi scurte.

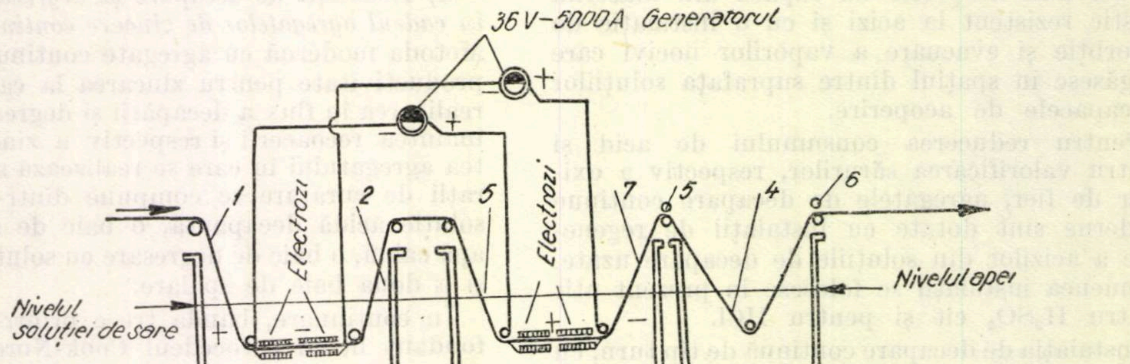


Fig. 5. Schema unei linii continue de decapare electrolitică cu NaOH topit:
1 – banda (+); *2* – baia nr. 1, 480°C; *3* – baia nr. 2, 480°C; *4* – baia cu apă; *5* – role acoperite cu azbest; *6* – role acoperite cu cauciuc; *7* – banda (–).

În ultimul timp, decaparea electrolitică cu H_2SO_4 a fost parțial înlocuită cu procesul electrolitic caustic (NaOH). În acest proces se utilizează o baie din NaOH topit la temperatura de circa 480°C (fig. 5), prin care trece un curent continuu de aproximativ 16,7 A pe 1 dm^2 suprafață, la tensiunea de 6 V. Metalul supus decapării se cufundă în baie, servind drept catod.

Procesul de decapare are loc prin reducerea fierului din oxid, datorită sodiului care se degajă sub acțiunea electrolizei. Reducerea este o reacție chimică directă, formîndu-se oxidul de sodiu care se combină din nou cu apa ce apare la degajarea sodiului și se formează din nou NaOH. Fierul redus din oxizi cade la fundul băii sau poate fi îndepărtat fără greutate de pe metal, după scoaterea acestuia din baie. Consumul de NaOH este foarte mic, pierzîndu-se numai cantitatea care este antrenată de metalul decapat la ieșirea lui din baie.

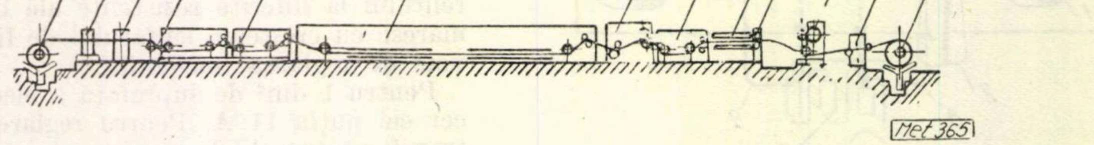


Fig. 6. Schema agregatului de degresare electrolitică:
1 – vîrtelniță pentru desfășurare; *2* – foarfece pentru tăierea capetelor; *3* – mașină de sudat cap la cap; *4* – baie de degresare chimică; *5* – baie de spălare cu apă caldă; *6* – baie de curățare electrolitică; *7* – mașină de spălat și periat; *8* – instalație de uscare; *9* și *10* – instalație de îndreptare și întindere; *11* – vîrtelniță pentru înfășurare.

4. *Instalații de degresare.* Cele mai moderne instalații pentru degresare sînt liniile continue, electrolitice (fig. 6), așezate de obicei înaintea recoacerii în cadrul secțiilor de laminare la rece a benzilor de oțel. Componența unui asemenea agregat din cadrul unui laminor la rece cu 5 caje de 1 200 mm este următoarea: toba de desfășurare, mașina de sudat cap la cap, baia electrolitică caustică cu o lungime de circa 29 m, instalația de curățare cu perii, baia de spălare cu apă curată fierbinte (94–99°C), instalația de uscare, dispozitivul de întindere, foarfecele-ghilotină pentru secționarea benzii și toba de înfășurare și întindere, prevăzută cu un regulator electronic de margine, menit să asigure rulouri cu fețe frontale drepte.

Electrozii din baie servesc drept anod, iar banda, drept catod. Energia electrică este furnizată de două grupuri sincrone generator-motor de 6 000–3 000 A și 8–16 V sau 7 500–3750 A și 6–12 V. Soluția din baie se încălzește pînă la 88°C cu ajutorul unei serpentine cu abur, pe bază de reglaj automat. Baia este acoperită cu un capac și dispune de un sistem de aspirație și evacuare a vaporilor nocivi. Viteza benzii în agregat este de 5–6 m/s și în unele instalații mai recente a ajuns chiar la 10 m/s. Ca substanțe de curățare pentru îndepărtarea uleiului de pe benzile laminate se folosesc: soda caustică, fosfatul trisodic, tricloretilena, tetraclorura de carbon etc., care formează o emulsie cu uleiurile mai grele, ușurînd îndepărtarea lor. Densitatea curentului este de circa 6,5 A/dm^2 la o tensiune de circa 8 V. Productivitatea agregatului este în funcție de viteza de deplasare a benzii, de timpul necesar introducerii rulourilor și de caracteristicile dimensionale ale benzilor degresate. La agregatul considerat se obține o productivitate în medie de 18–25 t/h.

5. *Instalații de regenerare a soluțiilor acide de decapare.* Rolul și importanța acestor instalații reies din faptul că, cu cît crește conținutul de fier al soluției decapante, mai ales la produsele destinate laminării la rece sau acoperirilor de protecție, cu atît mai inferioară este calitatea decapării și cu atît mai mult crește procentul de rebuturi, declasate etc.

În prezent se folosesc atît instalații de regenerare a soluțiilor acide uzate de HCl, cît și a celor cu H_2SO_4. Pentru exemplificare se dau principalele date caracteristice pentru o asemenea instalație de regenerare a soluțiilor acide uzate de H_2SO_4.

Această instalație asigură regenerarea în cadrul procesului de fabricație a întregii cantități de H_2SO_4, precipitarea sulfaților și transformarea lor în final, pînă la oxidul feros. Procedeul se bazează pe faptul că apele reziduale, în tot cursul procesului de fabricație, se concentrează în mod constant prin evaporare, pînă la limita inferioară posibilă. În apele astfel obținute, se insuflă HCl gazos, precipitîndu-se clorura feroasă solidă, în timp ce H_2SO_4 se reconstituie. Acidul regenerat are un conținut maxim de 2–6 g fier/l și intră în reacție la temperatura de circa 30°C (faza de reacție). Clorura feroasă obținută se descompune într-un cuptor, în prezența apei și a aerului, formîndu-se HCl gazos, care se folosește din nou la precipitarea clorurii feroase și descrie astfel un ciclu închis.

Oxidul feros obținut nu conține în mod practic sulf și clor.

Reacțiile care au loc sînt următoarele:

$FeO + H_2SO_4 = FeSO_4 + H_2O$ (faza de decapare);

$FeSO_4 + 2\ HCl = H_2SO_4 + FeCl_2$ (faza de reacție);

$FeCl_2 + H_2O = 2HCl + FeO$ (faza de prăjire).

O asemenea instalație de regenerare a soluțiilor acide uzate devine rentabilă, începînd cu instalațiile de decapare care consumă cel puțin 1 000 t/lună.

Principalele avantaje ale procedeului descris sînt următoarele:

— asigurarea uniformității decapării prin păstrarea acidului decapant în proporție tot timpul constantă;

— conținutul de fier în lichidul decapant poate fi menținut ușor sub 70 g/l, ceea ce împiedecă formarea de pete feruginoase pe suprafețele decapate (a nu se confunda cu petele ce apar datorită decapării neuniforme);

— favorizarea unui bilanț caloric avantajos, deoarece căldura de vaporizare din agregatele de evaporare a lichidului de decapare, precum și căldura de absorbție la descompunerea clorurei feroase pot fi utilizate din nou pentru încălzirea lichidului de decapare;

— înlăturarea pericolului de astupare a canalelor, deoarece la aplicarea acestui procedeu nu se formează ape reziduale;

— instalațiile de regenerare necesită în general spații reduse;

— fiind aproape complet automatizate, asemenea instalații necesită un foarte mic consum de forțe de muncă;

— prin regenerarea soluțiilor acide uzate se economisește acid și se pot produce oxizi de fier puri, care pot fi utilizați, după felul tratamentului aplicat, fie în modul cel mai simplu, ca materie primă la metalurgia pulberilor de fier, fie în industria coloranților și a emailurilor.

În cazul folosirii la decapare a HCl, regenerarea soluțiilor uzate și respectiv obținerea oxidului feros constituie un procedeu mai simplu și mai avantajos decît cel descris pentru $H_2\ SO_4$.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Korolev, A. A.* Laminoare din străinătate. Moscova, Mașghiz, 1958.

[2] *Poluhin, I. P.* și alții. Producerea laminatelor. Moscova, Metalurghizdat, 1960.

[3] *Jetvin,* P. N. și alții. Îndepărtarea arsurii de pe suprafața metalelor. Moscova, Metalurghizdat, 1957.

[4] *Ledkov, G. V.* Linii de decapare continue. Moscova, Metalurghizdat, 1961.

[5] *Dubin, P. K.* și *Locke, F. A.* Introducerea decapării contribuie la o producție continuă. În: Iron Age, nr. 26, 1954, p. 62–64.

[6] *Dil, G.* Curățarea mecanică prin jet a benzilor de oțel carbon și oțel aliat. În: Iron and Steel Engineer, nr. 2, 1959, p. 149–153.

[7] *Mathesius, K.* Stadiul actual al tratării apelor reziduale provenite de la decapare. În: Stahl und Eisen, nr. 20, 1957, p. 1 349–1 355.

[8] *Höhle, H., Pannek, H.* și *Brinker, W.* Înlăturarea arsurii prin împroșcare cu alice și curățarea ulterioară a benzilor de oțel laminate la rece. În: Stahl und Eisen, nr. 14, 1960, p. 912–918.

[9] *Krückels, T.* Procedee de decapare și tăiere a profilelor din benzi. În: Blech, nr. 9, 1960, p. 501–503.

[10] *Rüb, F.* Instalația de decapare pentru tablă și sîrmă. În: Draht, nr. 2, 1959, p. 53–59.

[11] *Palazzolo, B.* Dezoxidarea materialelor feroase concomitent prin decapare și sablaj. În: Metalurgia italiana, nr. 8, 1956, p. 263–269.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.725.25 : 621.74.045

Semiautomatizarea fabricării modelelor ușor fuzibile pentru turnătoria de precizie

Ing. GHEORGHE BEZDADEA
Uzina „Steagul roșu''-Brașov

În procesul de turnare de precizie cu modele ușor fuzibile, două treimi din volumul total de muncă sînt consumate pentru confecționarea modelelor.

Majoritatea instalațiilor existente pentru confecționarea modelelor ușor fuzibile sînt acționate manual, fiind deservite de un număr mare de muncitori; la aceste instalații, din cauza manipulărilor multiple, procentul de rebuturi este mare.

Urmărind promovarea tehnicii noi, ridicarea calității produselor și mărirea productivității muncii, biroul de proiectări din Serviciul metalurg-șef al uzinelor „Steagul roșu''-Brașov, folosind rezultatele schimbului de experiență făcut cu uzinele de automobile „Moskvici''-Moscova, a proiectat o instalație semiautomată pentru executarea modelelor ușor fuzibile. Instalația are două părți principale: un agregat pentru presarea modelelor și un agregat pentru confecționarea crustelor.

Agregatul pentru presarea modelelor din ceară (fig. 1) se compune din următoarele ansambluri: bazin pentru topirea și refularea compoziției de model, rezervor cu dozator, bazin cu amestecătoare pentru prepararea pastei și pompă pentru refularea pastei, cap injector, masă carusel cu forme de presare și o stație cu trei pompe pentru apă caldă.

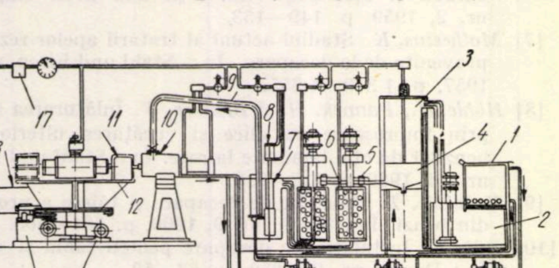


Fig. 1. Agregat pentru presarea modelelor din ceară.

Modul de funcționare. În rezervorul superior *1* al agregatului de topire se introduc materiile prime — parafina și stearina — în proporția prescrisă; masa topită se scurge printr-un filtru în rezervorul inferior *2*, de unde este pompată de către o pompă centrifugă în rezervorul *3*, prevăzut cu un preaplin de reîntoarcere în agregatul de topire.

Sub rezervorul *3* există un dozator *4*, cu capacitatea egală cu a fiecăruia dintre cele două amestecătoare. Din dozatorul *4*, trecînd prin distribuitorul *5*, amestecul se scurge sub acțiunea greutății proprii, succesiv, în unul dintre cele două amestecătoare *6*, unde este amestecat pînă la consistența unui paste, care apoi este refulată cu aer comprimat în colectorul *7*. De aici, pompa pneumatică *8* transmite amestecul prin conducta *9* în injectorul *10*, pentru umplerea formelor de presare *11* montate pe masa *12*, prevăzută cu opt poziții.

Masa se rotește după următorul ciclu: poziția *1* — injectare; pozițiile *2*—*5*—răcirea modelului presat; poziția *6* — deschiderea matriței și preluarea modelului de către transportorul cu apă *13*; poziția *7* — curățarea formei de presare; poziția *8* — închiderea formei de presare. În tot acest timp, prin pereții matrițelor circulă apă pentru răcirea modelelor.

Injectorul este blocat în timpul rotirii mesei, a cărei poziție se fixează la fiecare loc de lucru. Masa este rotită de motorul electric *15*, prin reductorul *14*. În subansamblurile agregatului se menține automat temperatura necesară, prin recirculare de apă caldă cu ajutorul pompelor *16*. Aerul comprimat este introdus de la rețea printr-un separator de apă *17*. Temperatura apei este menținută constantă cu ajutorul unor regulatoare de temperatură.

Agregatul pentru confecționarea crustelor (fig. 2) se compune din următoarele ansambluri: carusel, bazin de vopsire, bazin cu fixător și instalație de presărare cu nisip.

Modul de funcționare: caruselul *1* este prevăzut cu patru mîini mecanice dispuse radial la cîte un interval de 90°.

În poziția întîi se face prinderea ciorchinelui de modele în mîna mecanică, apoi mîna se deplasează circular și, după străbaterea unui sector de 90°, în poziția a doua se cufundă automat într-un bazin cu vopsea *2*, prevăzut cu agitator și cu nivel constant.

După vopsire, mîna mecanică se deplasează cu 90° în poziția a treia, unde se rotește sub un presărător de nisip *3*, astfel că toată suprafața vopsită a ciorchinelui este acoperită cu un strat de nisip.

În poziția a patra se face cufundarea ciorchinelui într-un bazin cu soluție de clorură de amoniu 20%, pentru fixarea chimică a crustei formate pe model.

Cele trei operații automate — vopsire, presărare cu nisip și fixare — sînt executate simultan.

Figura 3 reprezintă schema-bloc a instalației complete.

Crustele se formează prin cinci vopsiri succesive, trecînd prin următoarele operații: asamblarea ciorchinelui, degresarea, uscarea, vopsirea întîi, presărarea cu nisip, fixarea chimică un minut, pauză 7—10 min, vopsirea a doua, presărarea cu nisip, fixarea chimică un minut, pauză 1—3 min, vopsirea a treia, presărarea cu nisip, fixarea chimică un minut, pauză 1—3 min, vopsirea a patra, presărarea cu nisip, fixarea chimică un minut, pauză 1—3 min, vopsirea a cincea, presărarea cu nisip, fixarea chimică un minut, pauză 3—10 min, topirea compoziției din cruste, degresarea crustelor, calcinarea crustelor.

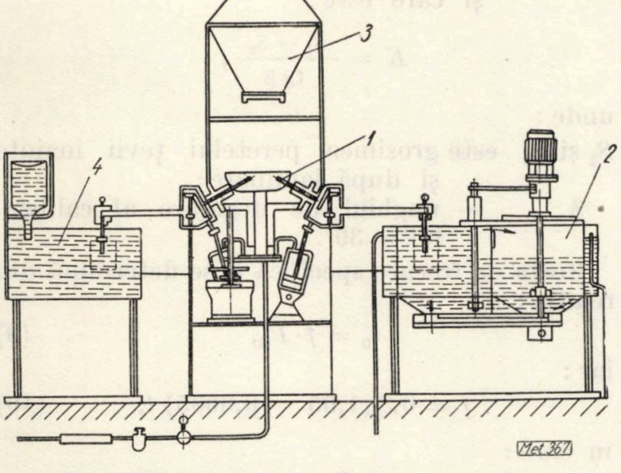


Fig. 2. Agregat pentru confecționarea crustelor.

Vopsirile întîi și a doua se fac pe caruselul *12* cu un amestec de vopsea conținînd marșalită 45% și silicat de sodiu 55%, vopsirile a treia, a patra și a cincea se fac pe caruselul *19* cu un amestec de vopsea conținînd marșalită 55% și silicat de sodiu 45%.

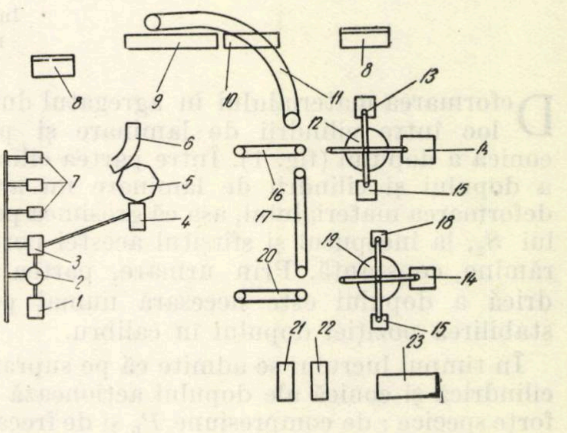


Fig. 3. Schema-bloc a instalației complete:

1 — bazin de topire; *2* — rezervor cu dozator; *3* — bazin de ceară pregătită; *4* — injector; *5* — masă carusel pentru presare; *6* — transportor cu apă; *7* — încălzitoare cu pompă; *8* — pupitru electric de comandă; *9* — masă de asamblat ciorchini; *10* — bazin rece pentru degresare; *11* — transportor de ciorchini; *12* — carusel pentru cruste; *13* — bazin cu vopsea; *14* — instalație de presărat nisip; *15* — bazin cu fixator; *16* — transportor de ciorchini; *17* — transportor de ciorchini; *18* — bazin cu vopsea; *19* — carusel pentru cruste; *20* — transportor cu trei etaje pentru ciorchini; *21* — bazin cald pentru topirea compoziției din interiorul crustelor; *22* — bazin cald pentru degresarea crustelor; *23* — cuptor vertical pentru calcinarea crustelor.

Fixarea chimică a crustei se face cu o soluție de clorură de amoniu 20%.

Toată instalația descrisă mai sus este amplasată într-o cameră cu suprafața de 12 × 12 m.

La aceste agregate marea majoritate a operațiilor este automatizată, muncitorului revenindu-i numai sarcina de supraveghere și o mică parte din operațiile auxiliare.

Instalația asigură o înaltă calitate a operațiilor, prin automatizarea ciclurilor, o productivitate de 5 700—11 500 de piese pe schimb, în funcție de mărimea pieselor respective, și necesită un număr mic de muncitori (4—5).

Pornirea, oprirea și controlul funcționării agregatelor se fac de la un pupitru electric prevăzut cu un panou pentru semnalizări optice.

CZ 621.771.28 : 621.774.35

Determinarea efortului axial la agregatul duo în cazul laminării ţevilor din oţel fără sudură

Ing. LIVIU TĂTARU
Fabrica de ţevi – Roman

Deformarea materialului în agregatul duo are loc între cilindrii de laminare şi partea conică a dopului (fig. 1). Între partea cilindrică a dopului şi cilindrii de laminare nu are loc deformarea materialului, aşa că grosimea peretelui S_2, la începutul şi sfîrşitul acestei porţiuni, rămîne constantă. Prin urmare, partea cilindrică a dopului este necesară numai pentru stabilirea poziţiei dopului în calibru.

În timpul lucrului se admite că pe suprafeţele cilindrică şi conică ale dopului acţionează două forţe specice : de compresiune P_0 şi de frecare t_0.

Făcînd proiecţia forţelor pe orizontală obţinem relaţia :

$$Q = Q_p + Q_t \tag{1}$$

în care :

Q_p este proiecţia orizontală a forţei de compresiune ;
Q_t – proiecţia orizontală a forţei de frecare.

Din figura 1 rezultă :

$$Q_p = P_0 \cdot \sin\beta \cdot F_k,\ \text{kg} ; \tag{2}$$

$$Q_t = t_0 \cdot F_k \cdot \cos\beta + t_0 \cdot F_t,\ \text{kg} \tag{3}$$

în care :

β este unghiul conicităţii dopului, grade ;
F_k – suprafaţa de contact a oţelului cu partea conică a dopului, mm² ;
F_t – suprafaţa de contact a oţelului cu partea cilindrică a dopului, mm².

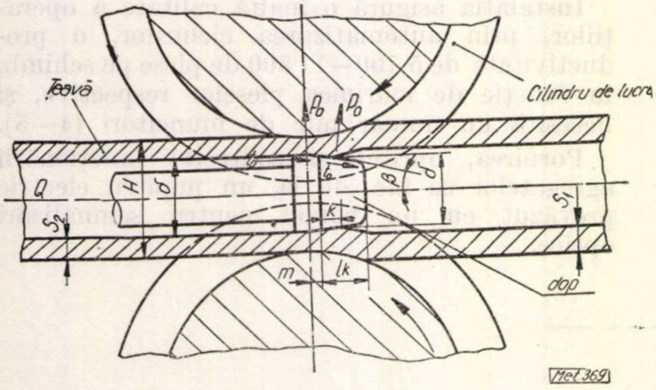


Fig. 1. Schema de deformare a materialului în agregatul duo.

În general, valoarea termenului $t_0.F_t$ este mică şi se neglijează. În acest caz :

$$Q_t = t_0 \cdot F_k \cdot \cos\beta . \tag{4}$$

Înlocuind în relaţia (1) valorile lui Q_p şi Q_t obţinem :

$$Q = P_0 \cdot \sin\beta \cdot F_k + t_0 \cdot \cos\beta \cdot F_k . \tag{5}$$

Suprafaţa de contact a oţelului cu partea conică a dopului se determină cu relaţia :

$$F_k = \pi\left(\frac{\delta + \delta'}{2}\right)\frac{K}{\cos\beta}\cdot\frac{360 - 4\,\alpha}{360}, \tag{6}$$

iar

$$\delta' = \delta - 2\,K\,\mathrm{tg}\,\beta, \tag{7}$$

rezultă :

$$F_k = 0{,}66\,\pi(\,\delta - K\,\mathrm{tg}\,\beta)\,\frac{K}{\cos\beta}, \tag{8}$$

în care :

δ este diametrul dopului, mm ;
K – lăţimea suprafeţei de contact a oţelului cu partea conică a dopului, mm, şi care este :

$$K = \frac{S_1 - S_2}{\mathrm{tg}\,\beta},$$

unde :

S_1 şi S_2 este grosimea peretelui ţevii înainte şi după laminare ;
β – unghiul de degajare al calibrului $= 30°$.

Forţa de frecare specifică t_0 se determină din relaţia :

$$t_0 = f \cdot P_0, \tag{9}$$

iar :

$$f = 0{,}8\,(1{,}05 - 0{,}0005)\,t, \tag{10}$$

în care :

f este coeficientul de frecare dintre oţel şi cilindrii de laminare ;
t – temperatura materialului în timpul laminării, °C.

Presiunea specifică P_0 se determină în funcţie de natura materialului şi temperatura de laminare după relaţiile :

$$P_0 = \frac{\sigma_r}{30}\left[15 - \sqrt{0{,}283\,(t - 600)}\right] \tag{11}$$

sau

$$P_0 = 23 - \sqrt{0{,}5(t - 600)}. \tag{12}$$

Relaţia (11) este valabilă pentru oţeluri cu rezistenţa la rupere $\sigma_r < 50$ kgf/mm². Pentru oţeluri cu $\sigma_r = 50 - 80$ kgf/mm², se recomandă relaţia (12).

Pe baza relaţiilor de mai sus, din relaţia (3) se obţine expresia finală a efortului axial, şi anume:

$$Q = 0{,}66\, P_0 \pi K(\delta - K \operatorname{tg} \beta)(\operatorname{tg} \beta + f). \quad (13)$$

În continuare ne vom ocupa de doi dintre factorii principali care influenţează efortul axial, şi anume: grosimea peretelui şi temperatura de laminare.

a) Grosimea peretelui

În general, la laminarea ţevilor de diametru mare, unii termeni care intră în relaţia de determinare a efortului axial au valori care se pot considera constante, şi anume:

$$\beta = 10^\circ; \; K \simeq 23 \text{ mm},$$

ceea ce corespunde la o reducere a peretelui de circa 4 mm.

Admitem un material dat, şi anume OLT 45, iar temperatura de laminare la duo $t = 900$°C.

În acest caz, relaţia (13) ia forma:

$$Q = K_1(\delta - K_2), \quad (14)$$

în care:

$$K_1 = 0{,}66\, P_0 \pi K(\operatorname{tg} \beta + f),$$

iar:

$$K_2 = K \operatorname{tg} \beta.$$

Exprimînd pe δ în funcţie de înălţimea calibrului şi grosimea peretelui rezultă:

$$\delta = H - 2S_2, \quad (15)$$

în care:

H este înălţimea calibrului, mm;

S_2 — grosimea peretelui după laminare, mm.

Introducînd valoarea lui δ în relaţia (14) obţinem:

$$Q = K_1(K_3 - 2S_2), \quad (16)$$

în care:

$$K_3 = H - K_2.$$

Din relaţia (16) rezultă că cu cît grosimea peretelui este mai mică cu atît valoarea efortului axial este mai mare.

Exemplu de calcul al efortului axial în funcţie de grosimea peretelui

Date de calcul:

- diametrul ţevii $D = 325$ mm;
- temperatura de laminare la duo $t = 900$°C;
- unghiul de înclinare al dopului $\beta = 10^\circ$;
- lăţimea de contact pe partea conică $K = 23$ mm;
- înălţimea calibrului $H = 325$ mm;
- materialul: oţel OLT 45;
- coeficientul de frecare $f = 0{,}8(1{,}05 - 0{,}0005.900) = 0{,}48$;
- presiunea specifică $P_0 = \frac{45}{30}[15 - \sqrt{0{,}283(900 - 600)}] = 8{,}7$;
- coeficientul $K_1 = 0{,}66 \cdot 8{,}7 \cdot \pi \cdot 23\,(0{,}176 + 0{,}48) = 272{,}035$;
- coeficientul $K_2 = 23 \cdot 0{,}176 \simeq 4$;
- coeficientul $K_3 = 321$.

Relaţia (16) pentru ţeava cu diametrul de 325 mm ia forma:

$$Q = 272{,}035(321 - 2S_2).$$

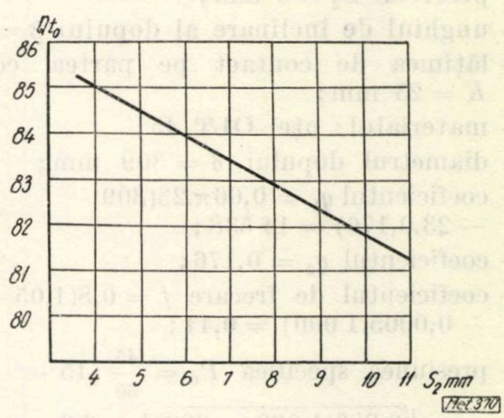


Fig. 2. Variaţia efortului axial Q în funcţie de grosimea peretelui S_2 pentru o ţeavă cu diametrul de 325 mm.

Dînd anumite valori peretelui S_2, se determină efortul axial Q, care este reprezentat în figura 2 şi tabela 1.

Tabela 1

Grosimea peretelui S_2, mm	Efortul axial Q, kg
4	85 147
5	84 603
6	84 059
7	83 515
8	82 971
9	82 427
10	81 883

Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că, în condiţiile de lucru arătate, la ţeava cu diametrul de 325 mm, pentru fiecare reducere a grosimii peretelui cu cîte un milimetru, efortul axial creşte cu aproximativ 544 kg.

b) Temperatura de laminare

Admitem cazul că se laminează aceeaşi ţeavă, adică o ţeavă cu diametrul de 325 mm şi grosimea peretelui de 8 mm. Considerînd toţi termenii constanţi, în afară de temperatură, rezultă că relaţia (13) va fi funcţie de parametrii P_0 şi f, parametri în care intră temperatura, şi va lua forma:

$$Q = q_1 P_0(q_2 + f), \quad (17)$$

în care:

$$q_1 = 0{,}66\,\pi K(\delta - K \operatorname{tg}\beta);$$

$$q_2 = \operatorname{tg}\beta.$$

Se vede din relația (17) că efortul axial Q crește o dată cu presiunea specifică P_0 și cu coeficientul de frecare f.

Exemplu de calcul al efortului axial în funcție de temperatura de laminare la duo

Date de calcul:

- diametrul țevii $D = 325$ mm, grosimea peretelui $S_2 = 8$ mm;
- unghiul de înclinare al dopului $\beta = 10°$;
- lățimea de contact pe partea conică $K = 23$ mm;
- materialul: oțel OLT 45;
- diametrul dopului $\delta = 309$ mm;
- coeficientul $q_1 = 0{,}66\pi.23(309 - 23.0{,}176) = 14\,538$;
- coeficientul $q_2 = 0{,}176$;
- coeficientul de frecare $f = 0{,}8(1{,}05 - 0{,}0005.1\,000) = 0{,}44$;
- presiunea specifică $P_0 = \frac{45}{30}\left[15 - \sqrt{0{,}283(1\,000 - 600)}\right] = 6{,}6.$

Din relațiile (10) și (11) determinăm coeficientul de frecare f și presiunea specifică P_0 pentru diferite temperaturi. Considerăm intervalul de temperatură 700 ÷ 1 000°C.

Efortul axial la temperatura oțelului laminat de 1 000°C va fi:

$$Q = 14\,538.6{,}6(0{,}176 + 0{,}44) = 59\,106 \text{ kg}.$$

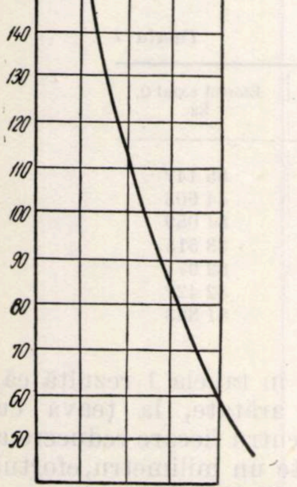


Fig. 3. Variația efortului axial Q în funcție de temperatura materialului t pentru o țeavă de 325 × 8 mm.

Continuînd în mod analog pentru diverse temperaturi, s-au obținut rezultatele din tabela 2, respectiv din diagrama din figura 3.

Tabela 2

t, °C	f	P_0, kg/mm²	Q, kg
1 000	0,44	6,6	59 106
900	0,48	8,7	82 971
800	0,52	11,25	113 833
700	0,56	14,55	155 685

Din figura 3 rezultă că o dată cu micșorarea temperaturii oțelului laminat efortul axial crește foarte mult. La o micșorare a temperaturii de la 1 000 la 700°C, efortul axial crește de aproape trei ori.

Concluzii

În timpul laminării țevilor la agregatul duo al unui laminor Stiefel se nasc eforturi axiale considerabile. Aceste eforturi sînt condiționate atît de unii parametri constructivi și tehnologici ai sculelor, de natura oțelului laminat etc., cît și, în special, de grosimea peretelui țevii și, mai mult, de temperatura oțelului laminat. Aceste eforturi considerabile pot periclita pe de o parte anumite piese din agregat, iar pe de altă parte pot da naștere la supraîncărcări în motoarele de acționare, precum și la un consum exagerat de energie electrică. Este recomandabil deci a se lamina la temperaturi cît mai ridicate, pe de o parte îmbunătățind astfel calitatea țevilor, iar pe de altă parte realizînd solicitări minime în agregat și în motoarele de acționare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Matveev, M.* și *Vatkin, L. I.*, Kalibrovka valkov i instrumenti trubnîh stanov. Moscova, Metallurghizdat, 1951.

[2] *Emeleanenko, T. P.*, *Sevcenko, A. A.* și *Borisov, I. S.* Truboprokatnoe i trubosvarocinoe proizvodstvo. Moscova, Metallurghizdat, 1954.

[3] *Danilov, A. F.*, *Gleiberg, Z. A.* și *Balakin, S. V.* Proizvodstvo stalnîh trub goriacei prokatkoi. Moscova, Metallurghizdaf, 1954.

construcția de mașini

CZ 621.7 : 621.9(S)

Dezvoltarea industriei constructoare de mașini în U.R.S.S.

Ing. CORNEL LAZĂR

În toate etapele construcției socialiste, dezvoltarea cu prioritate a industriei grele s-a caracterizat prin dezvoltarea înainte de toate a construcției de mașini.

Dezvoltarea cu prioritate a industriei construcțiilor de mașini decurge din rolul pe care această ramură îl are în asigurarea avîntului rapid al forțelor de producție, în construirea socialismului și ridicarea nivelului de trai al celor ce muncesc. Această ramură este legată de toate celelalte ramuri ale economiei naționale pe linia reproducției socialiste lărgite și a înnoirii și perfecționării continue a principalelor elemente ale fondurilor fixe.

Nivelul de dezvoltare a construcției de mașini determină dezvoltarea progresului tehnic în toate celelalte ramuri ale economiei naționale. Tocmai din această cauză, încă din primii ani ai puterii sovietice, P.C.U.S. și guvernul sovietic au acordat o mare atenție refacerii industriei constructoare de mașini.

Marele conducător al revoluției socialiste — V. I. Lenin — a pus în fața acestei ramuri extrem de importante a economiei naționale o serie de probleme economice generale și concrete chiar din primii ani ai reconstrucției industriei constructoare de mașini. Conform indicațiilor lui Lenin, Congresul al IX-lea al P.C.U.S. din 1920 arată, în Hotărîrile sale, necesitatea aplicării pe scară largă a tehnicii noi, a organizării științifice a producției. Perioada care a urmat acestui congres a fost perioada de reconstrucție a unor uzine moștenite de la Rusia țaristă, cu utilaj vechi, cu o organizare a muncii la un nivel scăzut și, în mare parte, distruse de război.

În această perioadă a fost sporită capacitatea vechilor fabrici de mașini, s-a îmbunătățit organizarea producției și s-a procedat la reconstrucția parțială a întreprinderilor. S-au organizat primele institute pentru proiectarea uzinelor și a mașinilor. Aceasta a constituit prima etapă a dezvoltării construcțiilor de mașini,și a fost, de fapt, o perioadă de refacere. Anii primului cincinal, precum și următorii au intrat în istoria țării sovietice ca anii luptei eroice a poporului sovietic pentru industrializare.

Au fost create o serie întreagă de ramuri noi ale industriei constructoare de mașini. Uzinele sovietice au început să fabrice autovehicule, tractoare, combine, mașini metalurgice. Ca urmare a acestei dezvoltări, în cursul primului cincinal producția industriei sovietice constructoare de mașini a crescut, față de 1927—1928, de 4,5 ori, iar în 1937 cu 120% față de 1932. Producția de mașini, comparată cu perioada dinainte de război, a sporit cu mai mult de șapte ori.

Dezvoltarea într-un ritm rapid a industriei constructoare de mașini a fost posibilă datorită organizării științifice a industriei, introducerii tehnicii noi, folosirii realizărilor științei și tehnicii. La uzinele mari s-au înființat laboratoare bine utilate și birouri de proiectări; s-au dezvoltat vertiginos institutele de cercetări științifice. Numai în anul 1931 numărul lor a crescut de la 141 la 205, iar cadrele științifice de la 6 000 la 12 500, iar în anul următor, institutele de cercetări au ajuns la 770. În această perioadă au fost create institute care astăzi sînt cu renume mondial, cum sînt institutele centrale de cercetări științifice în domeniul tehnologiei construcțiilor de mașini.

Paralel cu institutele, s-au dezvoltat birourile de proiectări din marile întreprinderi și s-a desfășurat o muncă intensă atît pentru creșterea cadrelor cît și pentru organizarea producției. Ca urmare a conducerii înțelepte de către P.C.U.S., industria constructoare de mașini a U.R.S.S. s-a dezvoltat an de an, obținîndu-se astfel succese din ce în ce mai importante. În urma realizării planurilor antebelice, ponderea industriei construcțiilor de mașini în întreaga industrie sovietică a ajuns la 36,3%, astfel încît industria construcțiilor de mașini a ocupat un rol conducător în industria U.R.S.S.

Cel de-al V-lea și cel de-al VI-lea plan cincinal au prevăzut dezvoltarea și mai puternică a construcției economice a țării. Creșterea pronunțată a industriei U.R.S.S. a însemnat crearea unor mașini și procese tehnologice noi, cu o productivitate mai mare. În cursul celor două planuri cincinale postbelice, producția de mașini a depășit în 1950 de 2,3 ori nivelul producției din 1940, iar în 1955 de 5,7 ori.

În cursul planurilor postbelice s-a asimilat un mare număr de mașini noi, de mare precizie și productivitate, necesare în toate ramurile economiei naționale — construcții, transporturi, agricultură — precum și mașini de forjare, mașini pentru turnătorii și altele.

Una dintre tendințele progresului tehnic din industria sovietică a construcțiilor de mașini se caracterizează prin creșterea însemnată a puterii, atît la mașinile motoare cît și la mașinile-unelte. Această tendință este ilustrată prin următoarea dinamică în construcția mașinilor energetice : în 1924—1927 puterea medie a unui turboagregat a fost de 380 kW ; în 1928—1932, de 2 500 kW ; în cincinalul al doilea, de 6 400 kW ; în cincinalul al treilea, de 26 200 kW. Turbinele hidraulice, fabricate în anul 1940 pentru marile hidrocentrale de la Scerbakov și Uglici, aveau o putere de 65 000 kW. Turbinele hidraulice pentru centralele de la Kuibîșev și hidrocentrala ,,Lenin'' de pe Volga sînt aproape de două ori mai puternice, avînd 126 000 kW, iar turbinele pentru noile hidrocentrale de la Bratsk, construite de uzinele ,,Electrosila'', sînt de 225 000 kW.

Odată cu construcția unor mașini de puteri mari, s-a dezvoltat corespunzător și construcția de mașini-unelte. Mașinile-unelte s-au dezvoltat, pe de o parte, prin creșterea turațiilor (respectiv a vitezelor de așchiere) și — pe de altă parte — prin creșterea puterii, a dimensiunilor, precum și prin concentrarea unui număr important de operații.

Problema realizării progresului tehnic, în toate ramurile economiei naționale și, îndeosebi, în industria construcțiilor de mașini, a fost formulată — cu deosebită claritate — de Congresele al XX-lea și al XXI-lea ale P.C.U.S., precum și de plenarele care au urmat. Acest lucru a fost relevat în raportul la cel de-al XXII-lea Congres al P.C.U.S., prezentat de tovarășul N. S. Hrușciov.

În această perioadă, industria construcțiilor de mașini din U.R.S.S. s-a dezvoltat și și-a lărgit permanent sortimentul utilajelor de mare productivitate. Într-un ritm rapid s-au dezvoltat asemenea ramuri ca : construcția de mașini electrice, construcția utilajului siderurgic, construcția de mașini-unelte, construcția de utilaj chimic, mijloace de transport etc.

Situația comparativă a realizărilor în construcția de mașini în ultimii ani este dată în tabela 1.

După cum rezultă din această tabelă, producția turbinelor cu gaz și abur, tractoare mașini-unelte etc. a crescut brusc în 1958 față de 1955.

Tabela 1

Denumirea	Unități de măsură	1913	1940	1955	1958
Turbine cu abur și gaze	mii kW	6	972	4 069	5 362
Turbine hidraulice	mii kW		208	1 492	1 238
Mașini-unelte	mii buc.	1,5	58,4	117,1	138
Automobile	mii buc.	—	145,4	445,3	511
Tractoare	mii buc.	—	31,6	163,4	219
Motoare electrice cu putere peste 100 kW	mii kW	—	527	2 241	3 321
Motoare Diesel (în afară de cele de tractor)	mii CP	35,1	249	4 005	6 459

Planul septenal, aprobat de Congresul al XXI-lea în februarie 1959, a prevăzut creșterea continuă a ritmului de dezvoltare a industriei constructoare de mașini.

Producția cîtorva tipuri de mașini importante este dată de cifrele din tabela 2.

Ca urmare a îndeplinirii cu succes a planurilor anuale, încă din primii ani ai septenalului s-a ivit posibilitatea creșterii însemnate a prevederilor cifrelor de control. Astfel, volumul global al producției construcțiilor de mașini reprezintă, la sfîrșitul septenalului, 56—57 miliarde ruble în loc de 49, cît a fost planificat.

Vor fi produse 270 000 buc. mașini-unelte în loc de 190—200 mii cît erau prevăzute (tabela 2). Asemenea creșteri se prevăd pentru toate celelalte tipuri de mașini și utilaje.

Tabela 2

Denumirea	Unități de măsură	1965	Creșterea față de 1958
Mașini-unelte	mii buc.	190—200	de 1,4—1,5 ori
Mașini de presare și forjare	mii buc.	36,2	aproximativ de 1,5 ori
Linii automate și semiautomate	garnituri	280—300	de 2,1—3 ori
Automobile	mii buc.	750—856	de 1,5—1,7 ori
Locomotive electrice și Diesel pentru magistrale	buc.	2 550—2 700	de 2,4—2,6 ori
Motoare electrice de curent alternativ	mil. kW	32—34	de 2,2—2,3 ori
Turbine	mil. kW	18,7—20,4	de 2,8—3,1 ori

Un factor important în dezvoltarea construcției generale de mașini îl constituie construcția de mașini-unelte. Creșterea nivelului tehnic al producției și a productivității muncii depinde în mare măsură de dezvoltarea construcției de mașini-unelte și a utilajelor de presare și forjare (utilaje tehnologice de bază în construcția de mașini). Din această cauză, acestei ramuri i s-a acordat o atenție deosebită, ceea ce rezultă și din următoarele cifre:

Producția globală a mașinilor-unelte în 1961 a crescut de 1,8 ori, în comparație cu 1956; a mașinilor de forjat și presat, de 4 ori; a utilajelor pentru turnătorie, de 2,5 ori. În 1960 au fost produse 154 mii de mașini-unelte, 29,5 mii mașini de presare și forjare și circa 6 mii de unități de utilaje pentru turnătorii.

La mașinile care au fost asimilate a crescut greutatea specifică a automatelor și semiautomatelor, de la 250 tipuri în 1955, la 436 în 1960. O mare extindere au căpătat mașinile cu comandă-program; numai în 1960 au fost asimilate 18 modele ale unor asemenea mașini.

Pentru asigurarea necesităților construcțiilor de mașini grele, a crescut și producția mașinilor-unelte grele. Astfel, în perioada 1956—1960, au fost produse 21 250 mașini-unelte grele. În ultimii ani au fost asimilate: strunguri Carussel de 1 400 t, pentru prelucrarea diametrelor de 22 m; mașini pentru danturarea roților dințate cu diametrul de 12 m; freze portale și raboteze, cu suprafața mesei de 5 × 15 m etc.

Concomitent cu creșterea cantitativă, în ultimii ani au avut loc schimbări esențiale din punct de vedere calitativ ale mașinilor și utilajelor. S-a îmbunătățit raportul dintre mașinile de bază și mașinile corespunzătoare unei tehnologii moderne. În ultimii ani s-a extins mult construcția utilajelor destinate asigurării unor semifabricate care se apropie de forma și dimensiunile pieselor finite.

Numai în doi ani (1959—1961) producția mașinilor pentru turnarea sub presiune a crescut cu 47%, iar cea a utilajelor destinate turnării precise, cu 26%. Schimbări calitative s-au produs și în structura utilajelor de presare și forjare. În perioada 1955—1960 producția mașinilor automate pentru forjare și presare a crescut de 2,7 ori, iar cea a mașinilor de forjare, de 6 ori.

Paralel cu dezvoltarea mașinilor-unelte, a utilajelor de forjare și presare și a celor de turnătorii, s-a dezvoltat și se dezvoltă producția utilajului siderurgic, energetic, chimic, minier etc.

În industria siderurgică se construiesc noi agregate cu capacități din ce în ce mai mari, necesare noilor uzine, precum și lărgirii celor existente.

În Uniunea Sovietică s-au construit furnale de 1 500 și 1 700 m³; în prezent se construiesc furnale de 2 000 și 2 300 m³, cuptoare electrice de 180 t, laminoare continue automatizate și alte agregate siderurgice de mare complexitate. În 1960, în U.R.S.S. a intrat în funcțiune cea mai mare instalație din lume pentru turnarea continuă a oțelului.

În domeniul construcțiilor de mașini energetice, au fost asimilate turbine cu abur de 150—200 mii kW; au fost elaborate proiecte pentru turbine de 300 mii kW și se prevede creșterea în continuare a puterii turbinelor, pînă la 500—800 mii kW.

În construcția de hidrogeneratoare, U.R.S.S. ocupă un loc de frunte în lume. Uzinele „Electrosila" din Leningrad execută puternice hidrogeneratoare de 225 000 kW și, împreună cu uzinele din Ural — „Electroaparat" — elaborează în momentul de faţă un hidrogenerator de 500 kW.

Pentru industria minieră se elaborează peste 700 tipodimensiuni de utilaje pentru extracţie şi prelucrare, care vor înlocui aproape tot utilajul fabricat pînă în 1959. Aceasta va permite creşterea cu 40% a productivităţii muncii, în comparaţie cu 1958.

Au fost create, în număr mare, maşini pentru agricultură, pentru industria chimică, pentru industria textilă şi pentru industria alimentară. Realizarea acestor maşini şi utilaje reprezintă un mare aport adus de construcţia de maşini la dezvoltarea economiei naţionale a U.R.S.S.

Programul Partidului Comunist al Uniunii Sovietice a trasat sarcina economică principală partidului şi poporului sovietic, aceea de a crea — în curs de două decenii — baza tehnică materială a Comunismului. Programul P.C.U.S. a pus în faţa industriei sovietice noi şi grandioase probleme în ceea ce priveşte dezvoltarea industriei constructoare de maşini şi asigurarea, pe această bază, a mecanizării şi automatizării complexe în toate ramurile economiei naţionale.

Creşterea în 1980 a producţiei globale de 6,2—6,4 ori faţă de anul 1960, a mijloacelor de producţie de 6,8—7 ori, puternica dezvoltare a siderurgiei, energeticii, a industriei chimice şi a altor ramuri ale economiei naţionale necesită o puternică dezvoltare a industriei constructoare de maşini. Din această cauză, este prevăzut ca în următorii 20 de ani, pe baza mecanizării şi a automatizării complexe, industria constructoare de maşini să crească de 9,8—11 ori. Asigurarea ritmului necesar pentru dezvoltarea industriei construcţiilor de maşini este legată nemijlocit şi în viitor de dezvoltarea rapidă a mijloacelor de producţie pentru această ramură.

În această perioadă vor fi construite 2 800 de noi uzine de construcţii de maşini şi maşini-unelte şi vor fi reconstruite 1 900. Astfel, producţia de maşini-unelte va fi, numai în actualul plan septenal (pînă în 1966), de 270 000 buc., iar a celor de presare şi forjare, de 55 000 buc.

Paralel cu creşterea volumului de producţie, se vor îmbunătăţi formele de organizare care permit introducerea pe scară largă a tehnologiei avansate, a mecanizării şi automatizării. În ceea ce priveşte introducerea tehnologiei avansate, principala atenţie este îndreptată înspre tipizarea proceselor tehnologice şi folosirea mai raţională a semifabricatelor. În ceea ce priveşte fabricarea unor semifabricate prin metode adecvate, se prevăd pentru anul 1980 importante economii de manoperă şi materiale. Astfel prin introducerea metodelor avansate de turnare, care asigură adaosuri de prelucrare scăzute prin turnarea de precizie şi sub presiune, prin introducerea presării şi matriţării de precizie, a folosirii profilurilor raţionale, a construcţiilor sudate, se prevede ca în 1980 pierderile de metal în aşchii să scadă de patru ori faţă de 1960.

Economia de metal, pe seama perfecţionării acestor operaţii tehnologice la nivelul anului 1980, va fi de 40 milioane tone oţel. În afară de aceasta, introducerea metodelor tehnologice noi va da posibilitatea ca, în 1980, să se economisească 5 miliarde ore-maşini şi circa 15 miliarde kWh energie.

Pentru a putea introduce pe scară largă mecanizarea şi automatizarea, se va acorda o atenţie deosebită problemei tipizării maşinilor şi unificării subansamblurilor. Unificarea maximă a subansamblurilor şi a detaliilor dă posibilitatea schimbării radicale şi a sistemului de fabricaţie. Datorită avantajului sistemului planificat al industriei socialiste, se prevede dezvoltarea cooperării şi specializării în construcţia de maşini; o dezvoltare tot mai largă se va da producţiei uzinelor specializate pentru fabricarea diferitelor subansambluri şi detalii ale maşinilor.

Greutatea specifică a producţiei în întreprinderile complexe cu ciclu tehnologic închis va scădea, în următorii 20 de ani, de aproximativ patru ori.

Datorită introducerii pe scară largă a cooperării şi specializării întreprinderilor, creşterea greutăţii specifice a producţiei de serie va reprezenta în 1980 circa 80%, iar greutatea specifică a producţiei individuale şi de serie mică va scădea de cel puţin trei ori şi se va păstra, în general, în construcţia de maşini grele.

Automatizarea complexă în conformitate cu programul P.C.U.S. trebuie să fie desăvîrşită în cea de-a doua parte a programului de 20 de ani. Pentru realizarea cu succes însă a acestei condiţii esenţiale a bazei tehnico-materiale a comunismului, lucrările pentru mecanizare complexă se duc şi în prezent şi se dezvoltă în ritm susţinut.

Dacă pînă în 1956 s-au executat centralizat 200 de linii automate, în perioada 1956—1961 au fost executate 600 de linii, adică de trei ori mai mult decît în toată perioada anterioară, iar pentru perioada 1959—1965 este prevăzută producerea a 1 722 de linii automate. Alături de extinderea producţiei liniilor automate de maşini agregate pentru prelucrarea pieselor de tip carcasă, se dezvoltă tot mai mult liniile automate pentru prelucrarea roţilor dinţate, a arborilor, a rulmenţilor şi a altor organe de maşini. Numai în ultimii patru ani au fost introduse peste 1 200 linii automate şi circa 7 000 linii tehnologice mecanizate. În următorii 20 de ani, se prevede creşterea introducerii liniilor automate şi semiautomate cu mai mult de 60 de ori.

Particularitatea dezvoltării mecanizării şi automatizării în construcţia de maşini în următorii ani este trecerea de la maşini automate separate la linii automate complexe, la ateliere automate și la uzine automate.

În industria construcțiilor de mașini au fost elaborate și date în funcțiune linii automate care asigură un ciclu complet automatizat al proceselor tehnologice, transportul pieselor, prelucrarea, rezolvă parțial controlul pieselor și altele. Sînt construite uzine cu automatizare complexă, ca uzina pentru fabricarea pistoanelor de motor, a lanțurilor Gall, uzine automate pentru pregătirea cimentului și altele. Toate acestea constituie însă numai începutul realizării sarcinilor mărețe prevăzute de programul Congresului al XXII-lea în ce privește automatizarea complexă a proceselor tehnologice.

Succesele obținute pînă în prezent de către industria sovietică, precum și realizările primilor ani ai planului septenal arată că constructorii de mașini sovietici vor reuși, într-o perioadă istorică relativ scurtă, să realizeze mărețele sarcini formulate de programul P.C.U.S. în ceea ce privește crearea bazei tehnico-materiale a comunismului, transformînd industria sovietică în cea mai puternică industrie din lume.

CZ 621.436 : 629.12

Unele probleme ale fabricării în țară a motorului Diesel mare marin[*]

Ing. ADRIAN DUMITRESCU
I.T.C.M.E.

Dezvoltarea vertiginoasă în șesenal și în perspectivă a economiei naționale și sporul traficului de mărfuri cerut de aceasta necesită o organizare corespunzătoare a industriei construcțiilor de mașini pentru producția mijloacelor de transport.

Avem în producție uzine pentru autovehicule, pentru material rulant — vagoane și locomotive — și se organizează șantierele navale pentru construcția navelor maritime comerciale de mare tonaj.

S-a însușit fabricația motoarelor pentru autovehicule și locomotive, dar încă se importă motoarele pentru nave.

Însușirea fabricației în țară a motorului marin — și mai ales a motorului Diesel mare marin — ridică probleme tehnico-economice de o deosebită importanță.

În vederea orientării în această problemă, se arată tendințele actuale în construcția motorului Diesel mare marin, legate de evoluția transporturilor maritime, precum și de tendințele atît în construcțiile navale cît și în sistemele de propulsie a navelor; de asemenea se arată elementele generale cu aspectele lor tehnico-economice legate de eventuala însușire a fabricației motorului Diesel mare marin în țară.

Unul dintre aspectele importante ale activității economice moderne este marea dezvoltare a schimburilor între state, și, în cadrul frontierelor naționale, traficul intens de produse și bunuri în vederea asigurării unei distribuții pentru satisfacerea nevoilor economiilor naționale.

Acestea se reflectă în dinamica progresivă a transporturilor de mărfuri, așa după cum rezultă din tabela 1.

Aceste serii statistice arată nivelul și importanța transporturilor de mărfuri pe apă în economia mondială.

Dinamica traficului mondial de mărfuri *Tabela 1*

Felul transportului	1938		1948		1959	
	10^9 t.km	%	10^9 t.km	%	10^9 t.km	%
— Feroviar	1 129	26,00	1 809	33,50	3 067	28,20
— Rutier	415,260	9,60	681,480	12,60	1 284,660	11,88
— Pe apă*	2 785,408	64,40	2 903,936	53,90	6 453,850	59,90
— Aerian					2,440	0,02
Total	4 329,668	100,00	5 394,416	100,00	10 807,950	100,00

* Din care cele maritime reprezintă aproximativ 90%.

Transporturile de mărfuri din cele patru sectoare se deosebesc prin viteză, mobilitate, capacitate specifică de încărcare și cost. Fiecare gen de transport își are însă funcționalitatea lui; transporturile terestre — și în special cele feroviare — vin să alimenteze, respectiv să absoarbă transporturile maritime.

---

[*] Text prescurtat al „Raportului asupra perspectivelor fabricării în țară a motorului Diesel mare marin, în lumina stadiului actual al dezvoltării motorului Diesel pentru propulsia navelor”, prezentat la „Consfătuirea privitoare la motoarele termice“, organizată de Academia R.P.R. — Institutul de energetică — în colaborare cu Ministerul Metalurgiei și Construcțiilor de mașini și Asociația Științifică a Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R., în zilele de 21 și 22 noiembrie 1961.

Dacă transporturile feroviare și rutiere, în anumite condiții, pot să se înlocuiască parțial, transporturile maritime de mărfuri, legînd peste mări regiuni și continente, sînt practic fără înlocuitor, transporturile aeriene de mărfuri intervenind cu o pondere neglijabilă.

Pentru aceste motive și ținînd seamă de economicitatea transporturilor pe apă, există în prezent tendința prelungirii în interior a transporturilor maritime, prin crearea de importante căi de transport continentale pe apă.

1. Stadiul și tendințele actuale mondiale în construcțiile navale

În ritmul actual al transformărilor politice, sociale și economice, se stabilesc noi curente ale transporturilor maritime; unele dintre cele vechi dispar sau se hipertrofiază, menținîndu-se totuși o dinamică progresivă a transporturilor maritime, care determină o dinamică progresivă a tonajului parcului mondial de nave maritime comerciale (tabela 2).

Tabela 2

Dinamica tonajului flotei maritime comerciale

Anul	Mărfuri uscate încărcate		Tonaj cargouri		Petrol încărcat		Tonaj petroliere		Total mărfuri încărcate		Total tonaj flotă	
	10^6t	%	10^6TRBr*	%	10^6t	%	10^6TRBr*	%	10^6t	%	10^6TRBr	%
1938	385	100	56	100	105	100	10	100	470	100	66,9	100
1952	375	98	69	123	285	271	18	180	660	140	90,2	135
1955	480	125	74	132	350	333	27	270	830	177	100,6	150
1956	520	135	77	138	390	372	28	280	910	194	105,2	157
1957	540	140	80	143	420	400	30	300	960	204	110,2	158
1958	510	133	84	150	440	419	34	340	950	202	118,0	177
1959	505	131	87	155	470	447	37,9	379	990	211	124,9	187

* TR = tonă registru = 100 feet^3 = 2,838 m^3 este unitatea de măsură pentru volumul unei nave comerciale; TRBr = tone registru brut reprezintă volumul total al navei; TRN = tone registru net reprezintă volumul util al navei.

Tabela 3

Structura flotei mondiale maritime comerciale în anul 1960

Mărimea clasei TRBr/navă	Total				Petroliere				Cargouri			
	Nave		Tonajul		Nave		Tonajul		Nave		Tonajul	
	Bucăți	%	TRBr	%	Bucăți	%	TRBr	%	Bucăți	%	TRBr	%
Pînă la 1 000	17 798	48,90	6 319 000	4,90	1 095	24,10	447 000	1,10	16 703	52,60	5 872 000	6,70
1 000 pînă la 4 000	6 454	17,70	14 510 000	11,20	467	10,30	942 000	2,30	5 987	18,80	13 568 000	15,40
4 000 pînă la 8 000	6 981	19,50	45 420 000	34,90	236	5,20	1 525 000	3,70	6 745	21,20	43 895 000	49,60
8 000 pînă la 15 000	4 078	11,20	41 860 000	32,30	1 947	42,90	21 278 000	51,40	2 131	6,70	20 582 000	23,30
15 000 pînă la 25 000	821	2,25	16 090 000	12,40	661	14,60	13 098 000	31,60	160	0,50	2 992 000	3,40
25 000 pînă la 30 000	117	0,30	3 180 000	2,45	95	2,00	2 581 000	6,20	52	0,15	599 000	0,70
30 000 și mai mult	62	0,15	2 340 000	1,85	42	0,90	1 584 000	3,70	20	0,05	756 000	0,90
Total:	36 311	100,00	129 770 000	100,00	4 543	100,00	41 465 000	100,00	31 768	100,00	88 305 000	100,00
Nava medie			3 574				9 127				2 779	

Structura tonajului flotei mondiale maritime comerciale în anul 1960 este arătată în tabela 3.

Din această tabelă rezultă că:

— cea mai mare parte a tonajului flotei mondiale maritime comerciale constă din nave de 4 000 – 15 000 TRBr (67,20%);

— cea mai mare parte a tonajului flotei mondiale maritime de petroliere constă din nave de 8 000 – 25 000 TRBr (83%);

— cea mai mare parte a tonajului flotei mondiale maritime de cargouri pentru mărfuri uscate constă din nave de 1 000 – 15 000 TRBr (88,3%), centrul de greutate situîndu-se între 4 000 și 8 000 TRBr (72,9%).

Există tendința de a se construi nave maritime comerciale din ce în ce mai mari; astfel mărimea medie a navelor în ultimii 55 ani a crescut de circa 2,3 ori, adică de la 1 564 TRBr în 1905 la 3 574 TRBr în 1960. De asemenea se constată și o mărire a vitezei, tendința fiind către viteze de ordinul 16 – 18 noduri*, fiind totuși limitată de puterea specifică economică pentru propulsia navei. Mărirea capacității navelor, pe de o parte, precum și mărirea vitezei lor, pe de altă parte, au condus la mărirea momentului de transport** al navelor (tabela 4).

Întrucît petrolul intervine cu o pondere importantă (47,4% în anul 1959) în traficul mondial (tabela 2) și ținînd seama de caracterul de specializare a acestor nave, tendința este construirea de petroliere din ce în ce mai mari, pînă la circa 100 000 tdw/navă***.

---

* 1 nod = 1 milă marină/h = 1852 m/h.

** Moment de transport = Dv = deplasament × viteză = = t × nod = t × mile marine/h

*** dw = dead weigt – denumire folosită internațional pentru a exprima capacitatea totală a unei nave comerciale, în t.

Tabela 4

Dinamica creşterii momentului de transport

Anul	Nava reprezentativă	Deplasament,*** *D*, t	Viteza, noduri	Momentul de transport, $Dv, \frac{t \cdot \text{milă}}{h}$
1000 î.e.n.	Navă Grecia antică	40	2	80
1000	Navă Vikingi	60	3	180
1492	„Santa Maria"*	80	3,5	280
1850	Clipper **	3 000	6,5	19 500
1900	Cargou tramp	8 000	8	64 000
1945	Cargoul „Victory"	16 000	16	256 000
1950	Petrolier	40 000	18	720 000
1955	Cargoul „Mariner"	20 000	20	400 000
1960	Cargoul pentru mărfuri în vrac	100 000	15	1 500 000

* Nava lui Cristofor Columb.

** Corabie cu pînze pentru călătorii lungi.

*** Greutatea totală a navei încărcate în stare de mers.

În ultimul timp în traficul mărfurilor uscate au apărut minereurile ca mărfuri de masă în vrac, cu o pondere din ce în ce mai mare; s-a născut astfel o altă navă specializată: mineralierul.

2. Sistemele de propulsie a navelor maritime comerciale şi combustibilii folosiţi

Puterea necesară pentru propulsia navelor creşte cu cubul vitezei şi cu puterea 2/3 a deplasamentului:

$$P = \frac{v^3 D^{2/3}}{c},$$

în care:

v este viteza navei, noduri;

D — deplasamentul, t;

c — constanta amiralităţii.

Cu titlu de orientare, în figura 1 sînt date diagramele variaţiei puterii specifice

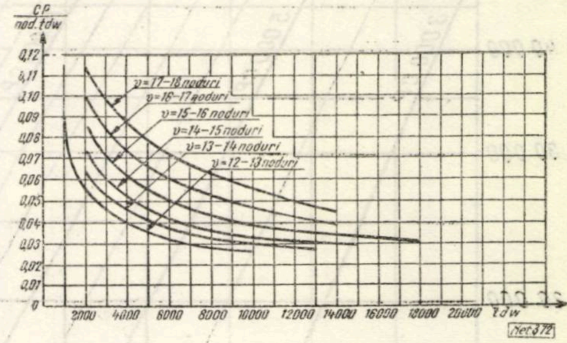


Fig. 1. Puterea specifică pentru propulsia cargourilor de 2 000–20 000 tdw [3].

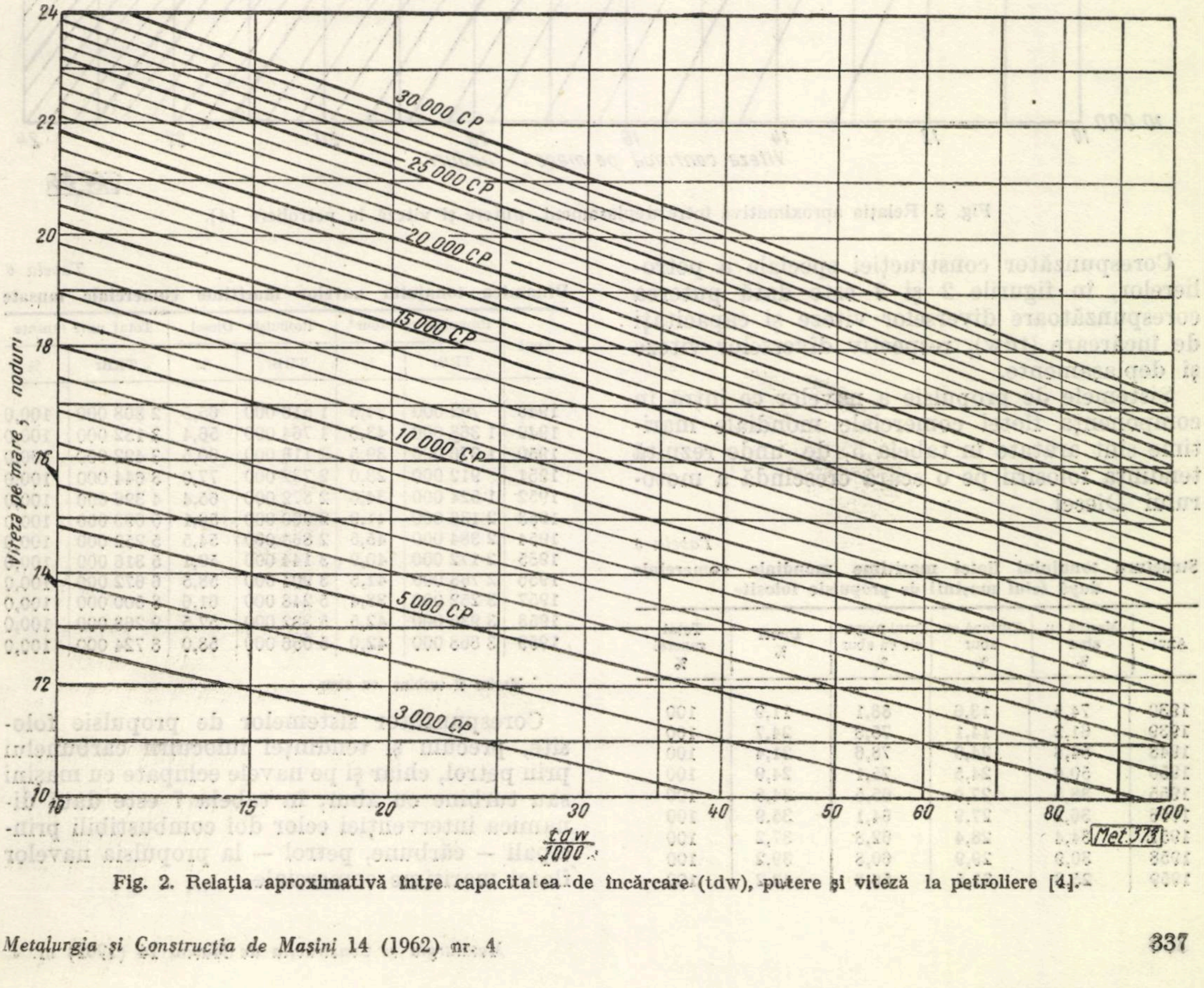


Fig. 2. Relaţia aproximativă între capacitatea de încărcare (tdw), putere şi viteză la petroliere [4].

pentru propulsia cargourilor corespunzător gamei de viteze folosite astăzi în mod curent.

Tendința folosirii motorului Diesel la propulsia navelor se manifestă și prin proporția navelor lansate și echipate cu motor Diesel (tabela 6).

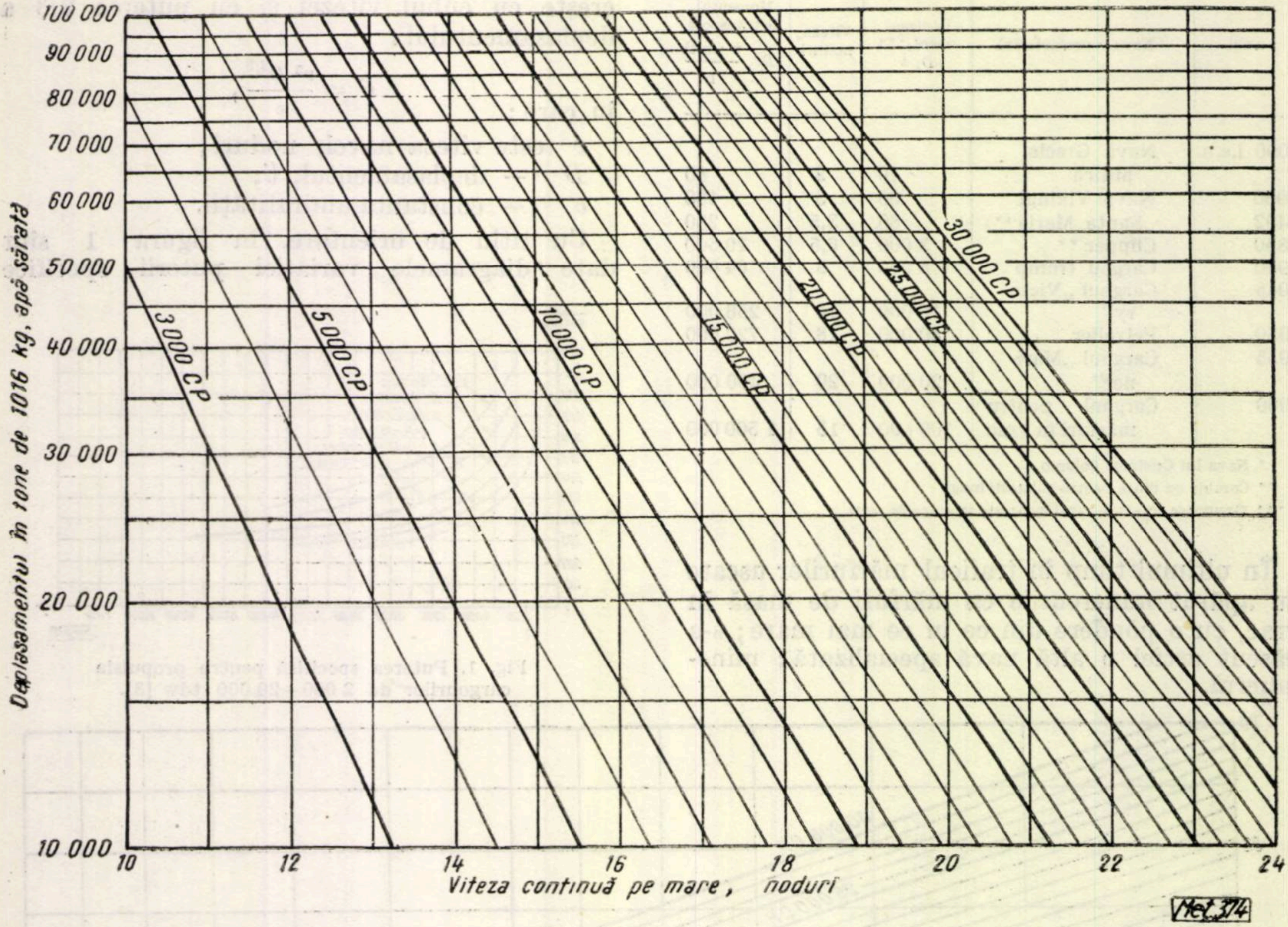


Fig. 3. Relația aproximativă între deplasament, putere și viteză la petroliere [4].

Corespunzător construcției speciale a petrolierelor, în figurile 2 și 3 este dată puterea corespunzătoare diverselor viteze și capacități de încărcare (tdw), respectiv diverselor viteze și deplasamente.

Sistemele de propulsie a navelor ce intră în componența flotei comerciale mondiale maritime sînt arătate în tabela 5, de unde rezultă tendința folosirii pe o scară crescîndă a motorului Diesel.

Tabela 5

Structura tonajului flotei maritime mondiale comerciale după felul mașinii de propulsie folosite

Anul	Mașină cu abur %	Turbină cu abur %	Total propulsie cu abur %	Diesel %	Total general %
1930	74,5	13,6	88,1	11,9	100
1939	61,2	14,1	75,3	24,7	100
1948	54,8	24,0	78,6	21,4	100
1950	50,6	24,5	75,1	24,9	100
1955	38,5	27,0	65,5	34,5	100
1956	36,2	27,9	64,1	35,9	100
1957	34,4	28,4	62,8	37,2	100
1958	30,9	29,9	60,8	39,2	100
1959	25,3	31,5	56,8	43,2	100

Tabela 6

Dinamica tonajului navelor maritime comerciale lansate

Anul	Propulsie cu abur*		Propulsie Diesel		Total nave lansate	
	TRBr	%	TRBr	%	TRBr	%
1948	792 000	34,5	1 516 000	65,5	2 308 000	100,0
1949	1 368 000	43,6	1 764 000	56,4	3 132 000	100,0
1950	1 376 000	39,5	2 116 000	60,5	3 492 000	100,0
1951	912 000	23,0	2 732 000	77,0	3 644 000	100,0
1952	1 524 000	34,6	2 872 000	65,4	4 396 000	100,0
1953	2 136 000	41,9	2 960 000	58,1	5 096 000	100,0
1954	2 384 000	45,5	2 868 000	54,5	5 252 000	100,0
1955	2 172 000	40,9	3 144 000	59,1	5 316 000	100,0
1956	2 768 000	41,5	3 904 000	58,5	6 672 000	100,0
1957	3 252 000	38,4	5 248 000	61,6	8 500 000	100,0
1958	3 936 000	42,5	5 332 000	57,5	9 268 000	100,0
1959	3 668 000	42,0	5 056 000	58,0	8 724 000	100,0

* Mașini și turbine cu abur.

Corespunzător sistemelor de propulsie folosite, precum și tendinței înlocuirii cărbunelui prin petrol, chiar și pe navele echipate cu mașini sau turbine cu abur, în tabela 7 este dată dinamica intervenției celor doi combustibili principali — cărbune, petrol — la propulsia navelor flotei maritime comerciale.

Tabela 7

Structura tonajului flotei maritime mondiale comerciale după felul combustibilului folosit

Anul	Cărbune, %	Petrol, %	Total, %
1914	96,6	3,4	100
1930	58,9	41,1	100
1939	45,3	54,7	100
1948	22,5	77,5	100
1950	19,2	80,8	100
1955	9,8	90,2	100
1956	8,6	91,4	100
1957	8,6	91,4	100
1958	7,4	92,6	100
1959	6,0	94,0	100

Din tabela 5 rezultă că mașina cu abur a fost înlocuită în mod treptat cu turbina cu abur, iar amîndouă sînt înlocuite treptat cu motorul Diesel.

Această penetrație a motorului Diesel în propulsia navelor maritime comerciale se datorește în principal următoarelor:

— Randamentului termic ridicat al motorului Diesel, ce nu a fost depășit pînă în prezent de nici o altă mașină termică; în consecință, consum redus de combustibil și deci o solicitare mai mică a capacității de încărcare a navei.

— Simplității și siguranței în exploatare, precum și promptitudinii punerii în funcțiune.

— Posibilității construcției motorului Diesel cu turație joasă (circa 100 min^{-1}), adică la nivelul turației pentru care se obțin randamente optime ale elicei și deci cuplarea directă a arborelui elicei cu acel al motorului.

— Rezolvării supraalimentării motorului Diesel, care a permis obținerea de puteri pe cilindru de peste 2 000 CP, rezultînd indicatori tehnicoeconomici mai buni decît la turbina cu abur.

— Faptului că prin aceste puteri ridicate pe cilindru se pot realiza motoare Diesel pînă la circa 24 000 CP, ținînd astfel pasul măririi momentului de transport al navelor maritime comerciale.

— Faptului că, din motive de siguranță, parametrii instalațiilor de turbine cu abur navale s-au limitat la presiuni de 40—60 kgf/cm^2 și temperaturi de 450—500°C; în consecință, instalațiile de turbine cu abur navale nu au putut beneficia de toate îmbunătățirile aplicabile instalațiilor de turbine cu abur terestre. Totuși, și în sectorul naval tendința este către presiuni de 90 kgf/cm^2 și temperaturi de circa 525°C [6], în vederea îmbunătățirii randamentului termic. Acestea sînt însă legate de folosirea de oțeluri speciale, precum și de execuția unor lucrări de sudură speciale, ceea ce nu este cazul la motorul Diesel.

— Reversibilității motorului Diesel, fără a fi necesar un agregat suplimentar ca în cazul propulsiei cu turbină cu abur.

— Posibilității recuperării căldurii secundare, prin care motorul Diesel asigură și acoperirea necesarului de energie termică la bord pentru alte scopuri (încălzire etc.), ceea ce constituie un alt avantaj al motorului Diesel față de turbina cu abur.

Acestea sînt aspectele generale ale motorului Diesel marin de turație joasă ca mașină principală de propulsie.

Motorul Diesel găsește însă o largă folosire la bordul navelor și ca mașină auxiliară (de puteri reduse și turație mijlocie sau înaltă).

Progresul și avantajele obținute de motorul Diesel în instalațiile terestre au determinat introducerea lui la propulsia navelor maritime comerciale.

3. Evoluția motorului Diesel pentru propulsia navelor maritime comerciale

Anul 1903 marchează începutul folosirii motorului Diesel la propulsia navelor, iar în anul 1912 se construiește motorul Diesel marin, consacrîndu-se folosirea lui la propulsia navelor maritime comerciale.

Începînd din anul 1912 și pînă în anul 1939, circa 25% (tabela 5) din tonajul flotei maritime comerciale mondiale este echipat cu motoare Diesel, puterea pe cilindru depășind 1 100 CP.

Tipurile de motoare Diesel marine fabricate în această perioadă pot fi clasificate astfel:

— Simplu efect, patru timpi, cu sau fără supraalimentare.

— Simplu efect, doi timpi.

— Dublu efect, patru timpi (construcție abandonată).

— Dublu efect, doi timpi.

Toate aceste motoare sînt reversibile.

Se folosește construcția cu piston plonjor, cu cap de cruce, cu simplu sau cu dublu efect, precum și cu pistoane opuse.

La nivelul actual de dezvoltare, motorul Diesel — folosit în construcțiile navale pentru scopuri comerciale — poate fi clasificat în următoarele patru clase principale [6]:

a) *Clasa motoarelor Diesel mici*, caracterizate printr-un alezaj pînă la circa 150 mm, putere pe cilindru de 6—30 CP și gama de turații între 600 și 2 300 min^{-1}; ele găsesc în special folosire în componența diverselor agregate auxiliare la bordul navelor, precum și la propulsia diverselor ambarcațiuni și nave mici, fie pentru navigația interioară, fie pentru navigația maritimă costieră și de pescuit.

b) *Clasa motoarelor Diesel mijlocii*, caracterizate printr-o putere pe cilindru pînă la maximum 350 CP pentru motoarele fără supraalimentare, pînă la circa 500 CP pentru motoarele supraalimentate în patru timpi, respectiv 400 CP în doi timpi.

Motoarele Diesel din această clasă au alezajul de la circa 150 mm pînă la circa 500 mm şi sînt caracterizate printr-o construcţie cu piston plonjor.

Se construiesc de obicei pentru turaţie joasă (acţionarea directă a elicei), 100–250 min^{-1}, precum şi pentru turaţie mijlocie (circa 400 min^{-1}) şi înaltă (acţionarea indirectă a elicei), 1 000 min^{-1} şi mai mult.

De la alezajul de 400 mm pentru cele în patru timpi şi de 300 mm pentru cele în doi timpi, este necesară răcirea pistonului.

Corespunzător vitezelor adoptate azi pentru nave, această clasă de motoare intervine în general la propulsia navelor de la circa 2 000 pînă la circa 7 000 tdw.

c) *Clasa motoarelor Diesel mari*, cu alezajul peste circa 500 mm pînă la circa 750 mm.

d) *Clasa motoarelor Diesel foarte mari*, cu alezajul peste circa 750 mm.

Ultimele două clase care fac obiectul prezentului articol sînt caracterizate în general prin construcţia cu cap de cruce, în doi timpi, cu supraalimentare şi de turaţie joasă (circa 100 min^{-1}).

Corespunzător vitezelor adoptate în prezent pentru nave, clasa motoarelor mari intervine în general la propulsia navelor de la circa 5 000 pînă la circa 15 000 tdw, iar clasa motoarelor foarte mari — la propulsia navelor peste 8 000 tdw, cea mai mare navă folosind azi propulsia cu motor Diesel fiind petrolierul „Fabiola", de 50 622 tdw; se află în construcţie un petrolier de 61 000 tdw, care de asemenea va fi echipat cu motor Diesel.

În figura 4 sînt date cu titlu de orientare greutăţile diferitelor clase de motoare Diesel marine în funcţie de puterea lor.

În construcţiile navale se folosesc exclusiv motoarele multicilindrice. Hotărîtor pentru alegerea numărului de cilindri este un raport raţional între lungimea şi lăţimea motorului. La motoarele cu lungimea prea mare apare uşor dificultatea legată de oscilaţiile de torsiune la arborele cotit. De aceea motorul se construieşte cît mai scurt posibil. Pentru construcţia în linie se folosesc maximum 12 cilindri, iar pentru construcţia în V, maximum 2 × 12 cilindri. Numărul minim de cilindri este determinat de obicei de necesitatea posibilităţii pornirii motorului cu aer comprimat în orice poziţie. Considerînd o anumită suprapunere a perioadelor de pornire cu aer comprimat a diferiţilor cilindri în vederea compensării de neetanşeităţi, rezultă:

— pentru motorul în patru timpi, minimum şase cilindri;

— pentru motorul în doi timpi, minimum trei cilindri.

Totuşi, din motive de siguranţă şi ţinînd seamă şi de forţele şi momentele de inerţie, la motoare mari se preferă minimum patru cilindri.

Între numărul de cilindri şi turaţie există un anumit raport, presupunînd că raportul între cursă şi alezaj, viteza medie a pistonului şi presiunea medie efectivă rămîn constante. În acest caz, puterea scade cu pătratul turaţiei, adică pentru aceeaşi putere dublarea turaţiei reclamă o cvadruplare a numărului de cilindri. Rezultă deci că motoarele rapide, din motive tehnice de fabricaţie şi de exploatare, sînt limitate ca putere, iar motoarele mari sînt lente (de turaţie joasă).

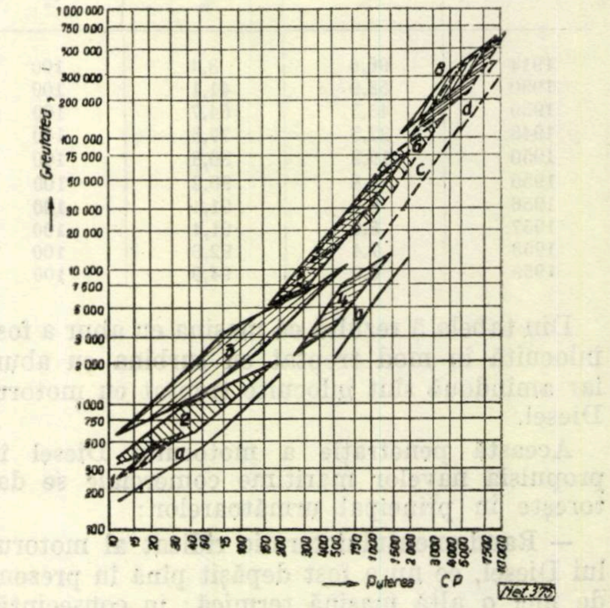


Fig. 4. Gama greutăţilor diferitelor motoare Diesel navale [6]:

1 — cele mai mici motoare Diesel în 4 timpi; *2* — motoare Diesel mici în 4 timpi; *3* — motoare Diesel mici în 2 timpi cu pistoane plonjoare; *4* — motoare Diesel în 4 timpi supraalimentate; *5* — motoare Diesel în 4 timpi puteri mijlocii; *6* — motoare Diesel în 2 timpi cu pistoane plonjoare răcite cu ulei; *7* — motoare Diesel în 2 timpi, dublu efect, cu cap de cruce; *8* — motoare Diesel în 2 timpi, simplu efect, cu cap de cruce; *a*—limita motoarelor Diesel în 2 şi 4 timpi fără schimbător de mers; *b*—limita motoarelor Diesel în 4 timpi supraalimentate; *c*—limita motoarelor Diesel în 2 timpi cu pistoane plonjoare; *d*—limita motoarelor Diesel în 2 timpi cu dublu efect.

Este de reţinut că în propulsia navelor maritime comerciale s-a impus în general motorul Diesel în doi timpi, dîndu-se preferinţă celui cu simplu efect, aşa după cum rezultă din tabela 8 (pentru nave peste 2 000 tdw).

Tabela 8

Genul motoarelor Diesel pentru propulsia navelor livrate (% din puterea motoarelor Diesel instalate) [7]

Anul	În 4 timpi		In 2 timpi simplu efect		Cu pistoane opuse		În 2 timpi dublu efect	Total %
	Supraalimentate	Fără supraalimentare	Supraalimentate	Fără supraalimentare	Supraalimentate	Fără supraalimentare		
1954	5,4		62,6		—	23,2	8,8	100
1955	7,6		67,4		—	22,8	2,2	100
1956	2,3	3,6	27,0	48,1	—	17,8	1,2	100
1957	5,0	1,7	38,5	39,4	2,9	12,5	—	100
1958	5,6	1,2	46,0	31,9	4,7	10,5	0,1	100
1959	4,4	1,1	55,7	22,7	8,0	8,1	—	100

În figura 5 sînt date — tot cu titlu de orientare — curbele de putere pentru propulsia navelor maritime comerciale mari (peste 20 000 tdw). Suprafaţa haşurată corespunde gamei de viteze curente către care se tinde în prezent în construcţia navelor maritime comerciale; rezultă că motorul Diesel marin pînă la 24 000 CP, ce se fabrică azi, asigură propulsia navelor pînă la circa 50 000 tdw, corespunzător unei viteze de 18 noduri, respectiv a navelor pînă la circa 100 000 tdw, corespunzător unei viteze de 16 noduri, mărimi de nave pentru a căror propulsie era rezervată turbina cu abur.

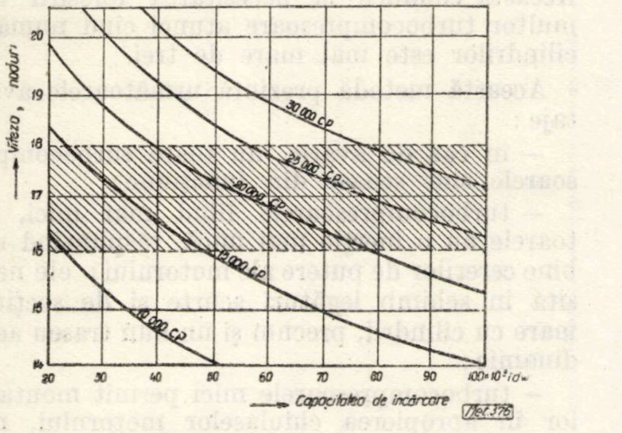


Fig. 5. Diagrama puterilor de propulsie ale navelor mari [8].

Supraalimentarea motorului Diesel în doi timpi este cel mai important progres realizat în cursul ultimelor trei decade în construcţia acestui motor. Supraalimentarea a intervenit la începutul perioadei în care turbina cu abur, în progres constant datorită creşterii presiunii şi temperaturii aburului, concura serios motorul Diesel, mai ales în cazul instalaţiilor de propulsie cu o singură linie de arbori. Pe de altă parte, cererea crescîndă de nave de o capacitate de încărcare şi de viteză mai mari — cargouri, petroliere, mineraliere şi, deci, nave specializate pentru transportul mărfurilor în vrac — conducea în mod automat la o creştere importantă a puterii maşinii de propulsie. Datorită supraalimentării s-au putut obţine în ultimul timp, la motoarele Diesel în doi timpi, presiuni medii efective în cilindru de 8—9 kgf/cm² şi puteri orare pînă la 3 000 CP/cilindru.

Baleiajul motorului Diesel în doi timpi reclamă un consum de aer suplimentar, de circa 20%, faţă de acela al motorului Diesel în patru timpi de aceeaşi putere, reducîndu-se la circa 18% în cazul motorului supraalimentat [9]. În motoarele normale, aerul de baleiaj este furnizat de compresoare de aer acţionate de motor sau prin comprimarea aerului de către pistonul-motor în carterul motorului, în dauna randamentului mecanic al motorului.

Lucrul mecanic al compresiunii crescînd în mod rapid cu debitul şi presiunea aerului, soluţia folosirii energiei motorului nu mai este economică; s-a trecut la folosirea energiei gazelor de evacuare, folosind un turbocompresor pentru producerea aerului de supraalimentare. Deşi gazele de evacuare în motorul supraalimentat au o temperatură mai scăzută decît în motorul normal — au însă un debit şi o presiune mult mai ridicată — ele conţin o energie relativ mare şi deci pot fi folosite la producerea aerului de supraalimentare, mai ales că turbina cu gaze se acomodează foarte bine la debite mari şi temperaturi mici.

Debitul de aer necesar motorului este foarte mare — de ordinul 6,8—7,5 kg/CPh — iar randamentul turbocompresorului, cu toate progresele realizate, nu depăşeşte 0,60. Sînt necesare deci puteri destul de importante pentru realizarea cărora pierderile de sarcină în conducte şi orificii trebuie să fie cît mai mici, atît pentru gazele arse cît şi pentru aer. Nu se poate exagera totuşi, deoarece s-ar crea la evacuare o contrapresiune prea mare a gazelor arse, micşorînd randamentul motorului, precum şi temperaturi prea mari ale gazelor în apropierea orificiilor şi supapelor de evacuare, conducînd la solicitări termice mari.

Fără să aibă o repercusiune importantă asupra turbinei cu gaze, apare o primă dificultate, care — chiar la putere şi viteză constante ale motorului — constă în aceea că evacuarea gazelor arse nu este un fenomen absolut constant în cursul unui ciclu al motorului.

Alta este însă situaţia în perioada de plecare şi sosire a navei în port, cînd se efectuează manevrele legate de demarajul motorului şi intervin viteze şi presiuni diferite.

Aceste dificultăţi se rezolvă mai greu atunci cînd debitul de aer necesar este mai mare, spre a asigura concomitent baleiajul şi supraalimentarea.

Există — se pare — două metode principale pentru alimentarea turbinei cu gaze.

Prima şi cea mai simplă este aceea de a reuni evacuările cilindrilor motorului într-un colector de volum mare, care să alimenteze la una din extremităţile sale turbina la o presiune şi o temperatură medie sensibil constantă pentru o putere dată a motorului. Această alimentare denumită „sub presiune constantă'' se foloseşte mai ales atunci cînd se transformă un motor normal într-un motor supraalimentat, care are compresoarele sale proprii de baleiaj; ea prezintă următoarele inconveniente:

— la pornire, suflurile aerului de pornire se destind în mod inutil în marele colector, fără a începe să dea un impuls paletelor turbinei;

— primele sufluri ale gazelor arse dezvoltă o presiune şi o temperatură prea mică pentru a putea antrena turbina la o viteză satisfăcătoare, mai ales datorită importanţei inerţiei rotorului;

— demarajul nu poate fi asigurat decît cu concursul unui compresor auxiliar funcționînd în serie cu turbocompresorul cu gaze de evacuare, de exemplu în total sau în parte cu compresoarele normale de baleiaj ale motorului;

— turbina va funcționa cu un randament inferior, deoarece fiind la distanță de orificiile și supapele de evacuare, temperatura și presiunea în ajutajele turbinei vor fi inferioare acelora din orificiile și supapele de evacuare; această situație se înrăutățește la puteri și viteze mici ale motorului, cînd folosirea în serie a compresoarelor de baleiaj devine indispensabilă;

— instalația reclamă un turbocompresor unic voluminos — deci cu rotor de mare inerție — precum și un colector mare de evacuare, care conduc la greutate și gabarite sporite;

— turbocompresorul nu poate acoperi decît 75—80% din energia necesară pentru comprimarea totalității aerului; este deci necesară funcționarea în serie a compresoarelor de vîrf, folosind compresoarele normale de baleiaj cu răcirea intermediară a aerului;

— prin defectarea turbocompresorului, această metodă permite funcționarea motorului nealimentat, dezvoltînd 65—70% din puterea sa maximă, asigurînd ajungerea navei în port.

A doua metodă este alimentarea turbinei prin „pulsații de presiune".

Evacuarea gazelor prin orificii sau supape poate fi reglată — mai ales la motoarele cu supape — asigurînd un avans care permite ca gazele arse să părăsească cilindrul cu o presiune și o temperatură mai ridicată, vîna de gaze producînd un șoc brusc, însoțit de o pulsație de presiune, care se reflectă la extremitatea liberă, dînd loc la o mișcare ondulatorie a masei gazoase, care — dacă nu este corect controlată — poate reacționa asupra baleiajului.

Așadar, mai întîi gazele primesc o energie cinetică, atacînd paletele turbinei cu o temperatură mai ridicată decît în cazul alimentării cu presiune constantă, comunicîndu-le un impuls; după încetarea impulsului, gazele continuă să se scurgă la o presiune sensibil constantă, turbina folosind atunci energia lor statică remanentă. Dacă se consideră — într-un motor termic ideal — energie potențială a gazelor aceea corespunzînd unei detente adiabatice între presiunea de evacuare a motorului și presiunea ambiantă, se constată că turbina cu pulsații, fără a o utiliza integral — datorită răcirilor, frecărilor, căderilor de presiune, turbionărilor etc. — folosește totuși o fracțiune mult mai mare decît turbina funcționînd cu presiune constantă; compresorul antrenat poate deci realiza un debit de aer mai mare sub o presiune mai ridicată, în general suficient pentru a asigura singur baleiajul și supraalimentarea cilindrilor motorului.

Pentru a se evita interacțiunile între evacuările și baleiajele diferiților cilindri ai motorului, trebuie ca legăturile țevilor de evacuare la turbina turbocompresorului să corespundă cilindrilor corect aleși, adică acelora ale căror reglaje sînt — dacă este posibil — decalate cu 180° și cel puțin 120° unghi de manivele. Aceasta conduce la necesitatea folosirii mai multor turbocompresoare atunci cînd numărul cilindrilor este mai mare de trei.

Această metodă prezintă următoarele avantaje:

— în caz de avarie, nu toate turbocompresoarele sînt scoase din funcțiune;

— turbocompresoarele fiind mai mici, rotoarele au o inerție mai mică, răspunzînd mai bine cererilor de putere ale motorului; ele necesită în schimb legături scurte și de secțiune mare cu cilindrii, precum și un bun traseu aerodinamic;

— turbocompresoarele mici permit montarea lor în apropierea chiulaselor motorului, mărind spațiul disponibil în compartimentul mașinilor;

— în general, turbocompresoarele pot asigura debitul de aer și la presiunea necesară baleiajului și supraalimentării motorului.

Totuși unii constructori de motoare preferă să prevadă și compresoarele normale de baleiaj ale motorului nesupraalimentat pe care le leagă în serie sau în paralel cu turbocompresoarele, aerul fiind totdeauna răcit între cele două etaje de compresiune sau înainte de admisiunea în cilindrul motorului, în cazul unui singur etaj de compresiune. În acest mod, funcționarea motorului este totdeauna asigurată, chiar la pornire și în timpul manevrelor, și motorul poate să dea totdeauna, chiar în caz de avarie a unui turbocompresor, o putere superioară aceleia corespunzătoare motorului nesupraalimentat.

Luînd în considerare numai construcțiile principale de motoare Diesel marine în doi timpi, sistemele de supraalimentare adoptate sînt următoarele:

1. Aerul este furnizat numai de turbocompresoare, funcționînd prin pulsații de presiune ale evacuării.

2. Aerul este furnizat numai de turbocompresoare, funcționînd prin pulsații de presiune ale evacuării, conjugate cu compresoare de baleiaj, montate:

a) în paralel;

b) în serie;

c) în serie, cu by-pass;

— presiunea de baleiaj menținută constantă cu ajutorul compresoarelor montate în paralel;

— presiunea de baleiaj variabilă.

3. Aerul este furnizat de turbocompresoare funcționînd sub presiune constantă, conjugate cu compresoare de baleiaj, montate:

a) în serie;

b) în serie, cu by-pass, presiunea de baleiaj fiind menţinută constantă cu ajutorul compresoarelor montate în paralel.

Din cele arătate rezultă că turbocompresoarele de aer reprezintă maşini auxiliare esenţiale pentru asigurarea supraalimentării motorului Diesel marin în doi timpi. Ele pun probleme greu de rezolvat, în ceea ce priveşte atît construcţia lor cît şi conjugarea funcţionării lor cu motorul.

De aceea constructorii de motoare Diesel au trecut rezolvarea problemelor legate de construcţia turbocompresoarelor unor firme de specialitate, cu care, printr-o strînsă colaborare, s-a putut ajunge la o raţionalizare şi standardizare a turbocompresoarelor diferitelor tipuri de motoare.

Ca exemple de rezolvare a baleiajului şi supraalimentării se dau următoarele motoare Diesel marine în doi timpi:

— Motorul Burmeister & Wain, avînd baleiajul în echicurent cu supapă de evacuare amplasată central în chiulasă, permiţînd — printr-o deschidere anticipată a acesteia — dirijarea către turbocompresor a unei cantităţi importante de energie din gazele arse. În plus — datorită drumului scurt — se poate asigura baleiajul cu o cantitate mică de aer şi cu o cădere mică de presiune.

Baleiajul şi supraalimentarea sînt asigurate numai prin turbocompresoare funcţionînd prin pulsaţiile de presiune ale evacuării; la fiecare trei cilindri ai motorului este prevăzut un turbocompresor.

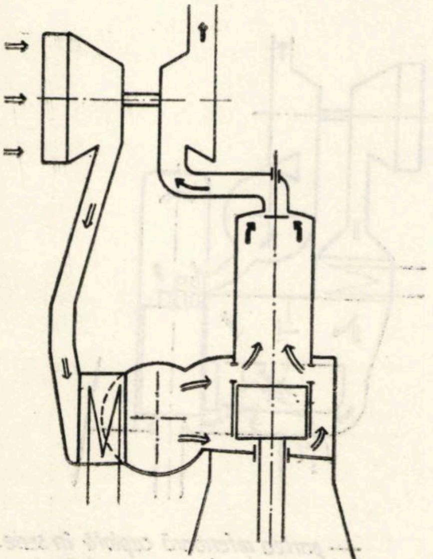


Fig. 6. Schema baleiajului şi supraalimentării motorului Burmeister & Wain, tipul 84-VTBF-180 [11].

Motorul prezintă o particularitate care uşurează pornirea: pistonul-motor, la punctul mort inferior, termină cursa sa într-o cameră ce înconjură orificiile de baleiaj şi în care refulează turbocompresorul (fig. 6); datorită mişcării finale a pistonului, se produce o pulsaţie de presiune suficientă pentru a face ca turbocompresorul să se rotească cu o viteză convenabilă pentru alimentarea corectă a motorului.

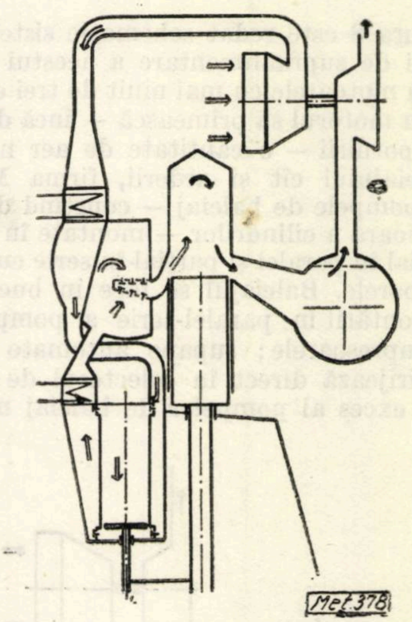


Fig. 7. Schema baleiajului şi supraalimentării motorului FIAT, tipul 900 S [11].

— Motorul Fiat, avînd baleiajul şi supraalimentarea prin turbocompresoare — cîte unul pentru doi pînă la trei cilindri — precum şi prin pompe — cîte una pentru fiecare cilindru — acţionate de la capul de cruce. Aerul este răcit, atît după turbocompresoare cît şi după pompe. Se foloseşte supraalimentarea cu presiune constantă.

În figura 7 este dat schematic sistemul de baleiaj transversal şi de supraalimentare a motorului Fiat, turbocompresoarele fiind montate în serie cu pompele.

— Motorul Götaverken, avînd sistemul de baleiaj echicurent şi supraalimentare, cu turbocompresorul montat în serie cu pompele. Sînt necesare un singur turbocompresor pentru motoarele cu mai puţin de şapte cilindri şi două turbocompresoare pentru motoarele cu 7—12 cilindri. Turbocompresorul este alimentat sub presiune sensibil constantă din colectorul de evacuare comun tuturor cilindrilor, care, instalat în amonte de pompele de baleiaj, le alimentează pe acestea prin intermediul unui răcitor de aer. Prin aceasta rezultă un baleiaj eficace chiar la pornire şi la puteri reduse, precum şi o temperatură moderată a gazelor de evacuare. Coeficientul de compresiune este funcţie de contrapresiune, ceea ce permite turbocompresorului de a prelua sarcina pompelor de la o anumită sarcină a motorului.

Căderea de temperatură în turbină este moderată, ceea ce permite să se instaleze – eventual în aval de aceasta – un cazan recuperator.

În figura 8 este redat schematic sistemul de baleiaj şi de supraalimentare a acestui motor.

Pentru motoarele cu mai mult de trei cilindri, pentru ca motorul să primească – încă de la începutul pornirii – o cantitate de aer necesară atît baleiajului cît şi arderii, firma MAN a păstrat pompele de baleiaj – constînd din partea inferioară a cilindrilor – montate în paralel sau parţial în paralel şi parţial în serie cu turbocompresoarele. Baleiajul se face în buclă şi în cazul montării în paralel-serie a pompelor cu turbocompresoarele; supape automate de reţinere dirijează direct în colectorul de baleiaj aerul în exces al pompelor de baleiaj montate în serie, de îndată ce debitul turbocompresoarelor depăşeşte pe acela al pompelor de baleiaj.

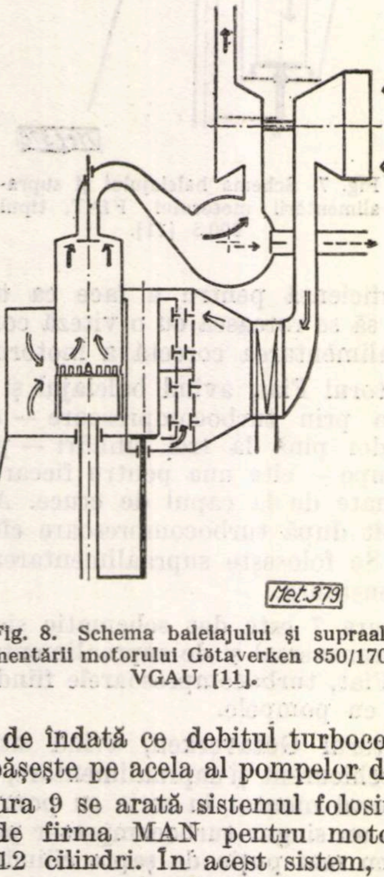


Fig. 8. Schema baleiajului şi supraalimentării motorului Götaverken 850/1700 VGAU [11].

În figura 9 se arată sistemul folosit cel mai adesea de firma MAN pentru motoarele cu 6, 9 şi 12 cilindri. În acest sistem, turbinele lucrează prin pulsaţii de presiune; două pînă la trei din părţile inferioare ale cilindrilor, montate în paralel, lucrează ca pompe auxiliare; aerul auxiliar – care reprezintă circa 10% din necesarul total de aer al motorului – este de asemenea răcit. La motoarele cu numai două turbocompresoare se prevede totuşi încă un electrocompresor spre a se asigura funcţionarea motorului la defectarea unui turbocompresor sau atunci cînd motorul funcţionează cu turaţii scăzute.

La motoarele la care folosirea gazelor arse în turbine nu este aşa de favorabilă – de exemplu la motoarele cu şapte şi opt cilindri – s-a ales o combinare a funcţionării în paralel şi în serie. În acest caz este indiferent dacă turbocompresoarele lucrează prin pulsaţii de presiune sau prin presiune constantă. În figura 10 s-a redat schematic sistemul de supraalimentare a unui motor sub presiune constantă şi în serie, caracteristic pentru motoarele la care părţile inferioare ale cilindrilor sînt concepute ca pompe de baleiaj. Volumul acestora nu este suficient

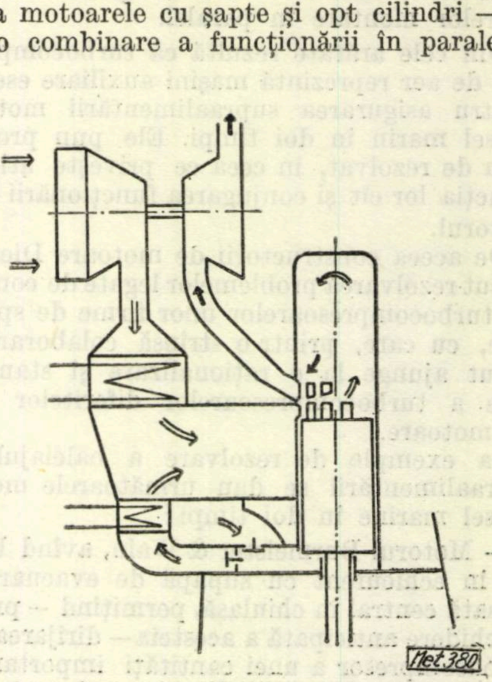


Fig. 9. Schema baleiajului şi supraalimentării prin pulsaţii de presiune şi montaj în paralel [11].

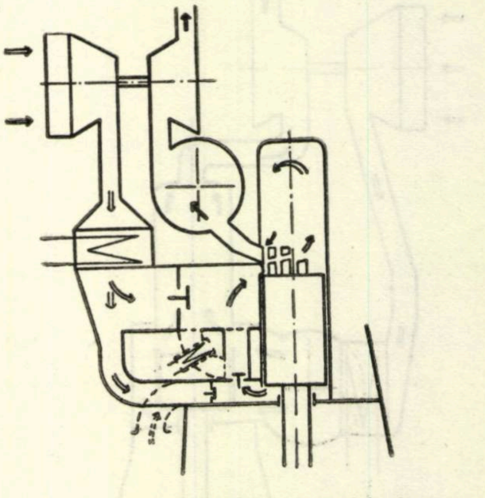

— partea inferioară cuplată în serie.
--- partea inferioară cuplată în paralel.
Met.381

Fig. 10. Sistemul de supraalimentare MAN sub presiune constantă, serie-paralel [11].

spre a aspira întregul volum de aer necesar, adică funcționarea în serie nu este posibilă. De aceea aerul de baleiaj este împărțit în două trepte, în al căror perete despărțitor sînt prevăzute supape mari de reținere. Unele din părțile inferioare ale cilindrilor, a căror dispoziție este indicată punctat în figura 10, lucrează în paralel, direct în treapta a doua a conductei de aer de baleiaj; restul lucrează în serie, refulînd din treapta întîi în treapta a doua. Deoarece cantitatea de aer de baleiaj dată de turbocompresoare este mai mare decît aceea aspirată de părțile inferioare ale cilindrilor montate în serie, se deschid supapele de reținere din peretele despărțitor și o parte din aer trece în treapta a doua. Debitul părților inferioare montate în serie este aproape zero. Așadar, de la deschiderea ventilelor de reținere, motorul lucrează practic în paralel. Chiar la mersul foarte încet întreaga cantitate de aer a tuturor părților inferioare este disponibilă. Cu acest sistem poate fi obținută circa 50% din puterea nominală a motorului, chiar dacă toate turbocompresoarele se defectează.

— La motorul Sulzer turbocompresoarele funcționează prin pulsații de presiune. Viteza lor variază în funcție de sarcina motorului. Pornirea și manevrele nu necesită nici o suflantă independentă sau vreun alt dispozitiv similar. Aerul comprimat de către turbocompresoare trece în răcitoare, pătrunde în colectorul de aer de baleiaj, apoi, prin intermediul supapelor de reținere, ajunge în camerele de sub fiecare cilindru (fig. 11). În timpul cursei motoare a pistonului, aerul este din nou comprimat, înainte de a pătrunde în cilindru prin orificiile de baleiaj. Această comprimare a aerului prin fețele inferioare ale pistoanelor-motoare este pe deplin suficientă pentru a baleia și a alimenta cu aer proaspăt cilindrii în timpul pornirii motorului, înainte de punerea în funcțiune a turbocompresoarelor.

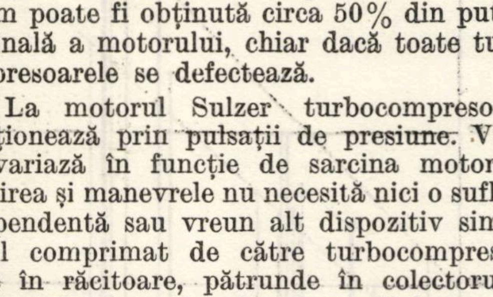


Fig. 11. Schema supraalimentării motorului Diesel Sulzer RD 90 [11].

S-au trecut în revistă aspectele structurii parcului mondial de nave maritime comerciale, precum și sistemele de propulsie a lor, spre a se stabili tendințele pentru construcțiile navale, care constituie premisele ce urmează să stea la baza dezvoltării în R.P.R. atît a acestora cît și a mașinilor respective de propulsie. Aceste tendințe se pot rezuma astfel:

1. Există o tendință permanentă de creștere a parcului de nave maritime comerciale (tabela 2).

2. Există o tendință de creștere continuă a mărimii navelor maritime comerciale, respectiv a momentului lor de transport și deci a puterii de propulsie. În general, navele între 4 000 și 15 000 TRBr — în medie nave între 6 000 și 20 000 tdw — reprezintă 67,2% din capacitatea de transport a flotei mondiale maritime comerciale (tabela 3).

3. În cadrul acestor mărimi unitare, mărimea navelor maritime pentru mărfuri generale uscate se plafonează de obicei la circa 10 000 tdw.

4. Mărimea navelor specializate pentru mărfuri uscate în vrac, în special minereuri, se limitează de obicei la circa 20 000 tdw, datorită în special faptului că accesul acestor nave este condiționat de adîncimi atît în porturile de încărcare a minereurilor cît și în acelea care deservesc marile centre siderurgice și ale căror bazine nu permit accesul navelor de tonaj mai mare. S-au construit totuși mineraliere chiar pînă la 60 000 tdw; acestea constituie însă cazuri izolate.

5. Petrolierele, care intră de asemenea în categoria navelor specializate și care intervin cu o pondere mereu crescîndă (32% în anul 1960, tabela 3) în parcul flotei maritime comerciale mondiale, se construiesc în mărimi din ce în ce mai mari, pînă la circa 100 000 tdw. Petrolierul curent de capacitate minimă este considerat astăzi petrolierul de circa 18 000 tdw, petrolierul de mărime mijlocie curentă este cel de circa 30 000 tdw, petrolierele peste 30 000 tdw intrînd în categoria petrolierelor mari, care deservesc liniile principale de trafic internațional.

6. Practic s-a generalizat folosirea petrolului drept combustibil pentru propulsia navelor, fie sub formă de păcură pentru navele acționate de mașini și turbine cu abur, fie sub formă de motorină sau păcură specială pentru navele acționate de motoare Diesel.

7. Motorul Diesel cîștigă din ce în ce mai mult teren, chiar în domeniul rezervat turbinei cu abur (puteri pînă la 24 000 CP).

8. Practic s-a generalizat motorul Diesel în doi timpi, reversibil, de turație joasă (lent), cu supraalimentare și cu cap de cruce.

4. Tipurile de motoare Diesel mari marine construite azi pe plan mondial

În 1960 a intrat în funcțiune motorul Diesel lent în doi timpi cu cel mai mare alezaj (900 mm) și cu o presiune medie efectivă în cilindru ridicată, ceea ce a condus la puteri mari pe cilindru, obișnuit 2 000 CP, și la platforma de încercări 3 000 CP. Aceasta a fost posibil datorită în special experienței acumulate de firmele constructoare consacrate în proiectarea, construcția și funcționarea motorului Diesel, progresului în metalurgie și metodelor avansate de încercare. Pînă acum cîțiva ani, puterea de 10 000–12 000 CP reprezenta puterea-limită a unui motor Diesel marin. Prin supraalimentarea cu turbocompresor a motorului Diesel mare marin în doi timpi a fost posibil să se extindă această putere mai întîi la 15 000 CP, apoi — prin creșterea gradului de supraalimentare — la 24 000 CP pentru motorul cu 12 cilindri.

Rezultatele obținute confirmă posibilitatea obținerii unei puteri de 36 000 CP pentru un motor de 12 cilindri.

Prin aceasta și ținînd seamă de diagrama din figura 5, gama de motoare cu puteri curente de 2 000 CP/cilindru, respectiv puteri de 3 000 CP/cilindru, obținute la platforma de încercări, acoperă practic puterea de propulsie a navelor pînă la 100 000 tdw, reprezentînd cele mai mari petroliere construite pînă acum.

Motoarele Diesel lente cu alezaje mari, realizate în ultimul timp, nu sînt justificate numai datorită obținerii unor puteri mari; ele oferă de asemenea avantaje în gama puterilor mijlocii, unde folosirea lor înseamnă mai puțini cilindri și mai puține părți în mișcare, astfel încît consumul de muncă și cheltuielile de întreținere pot fi reduse. Adesea, sala motoarelor poate fi scurtată datorită reducerii lungimii motorului. De exemplu, se poate obține o putere de 18 000 CP numai cu un motor de nouă cilindri cu 2 000 CP/cilindru și cu cel mai mare alezaj folosit azi, în loc de un motor de 12 cilindri cu 1 500 CP/cilindru și cu alezajul imediat inferior.

Motorul Diesel marin construit azi pentru propulsia navelor maritime se caracterizează prin:

— turație joasă (motorul lent);
— doi timpi;
— supraalimentare;
— simplu efect, cu cap de cruce și diafragmă, spre a se evita trecerea gazelor arse în carterul motorului;
— răcirea pistonului — de obicei cu ulei;
— construcție sudată;
— folosirea păcurii drept combustibil.

Totuși s-a menținut, dezvoltîndu-se și îmbunătățindu-se, construcția motorului Diesel cu pistoane opuse, păstrînd principiile constructive ale motorului cu cap de cruce și simplu efect.

În situația actuală sînt consacrate opt firme constructoare de motoare Diesel mari marine, ale căror construcții originale de motoare sînt folosite pe bază de licență de majoritatea firmelor constructoare de motoare Diesel marine din diferite țări.

În tabela 9 sînt dați parametrii și caracteristicile principale ale ultimelor tipuri de motoare Diesel marine de construcție originală, atît mari cît și foarte mari, ultimele reprezentînd practic realizări din perioada 1959–1961.

În diagrama din figura 12 s-au dat puterile pe cilindru corespunzătoare cilindreelor unitare respective; pentru motoarele cu simplu efect se obțin astfel trei grupe de motoare, cu puteri pe cilindru între 800 și 1 000 CP, cu puteri pe cilindru între 1 000 și 1 500 CP și cu puteri pe cilindru peste 1 500 CP. Primele două grupe, cu cilindreea unitară între 400 și 750 l, formează clasa motoarelor Diesel mari, iar ultima grupă, cu cilindreea unitară între 900 și 1 000 l, formează clasa motoarelor Diesel foarte mari. Acestor două clase le corespund alezajele de 650–780 mm pentru clasa motoarelor Diesel mari și alezajele peste 800 mm pînă la 900 mm pentru clasa motoarelor Diesel foarte mari.

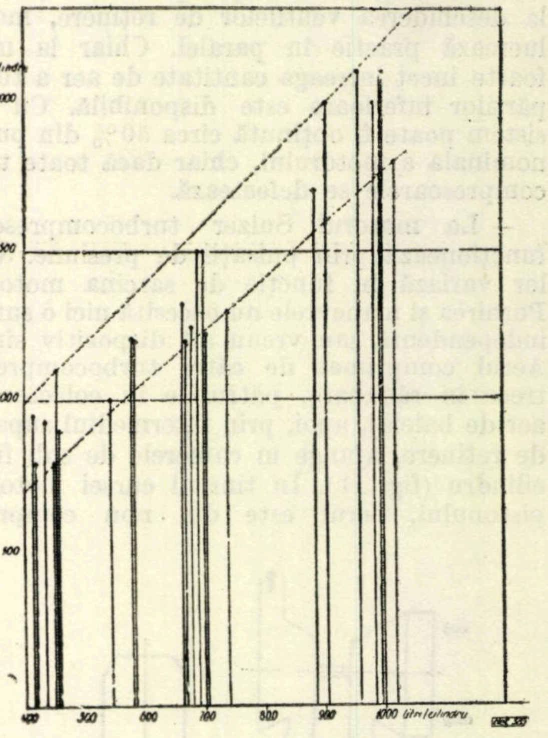


Fig. 12. Diagrama puterilor pe cilindru în funcție de cilindreea unitară (motorul în doi timpi, simplu efect).

Ținînd seamă de puterile pe cilindru, precum și de numărul de cilindri, ca și de tendința ca pentru aceiași parametri geometrici ai cilindrului să se obțină puteri pe cilindru din ce în

Tabela 9

Tipodimensiunile de motoare Diesel marine mari și foarte mari de construcție orginală, supraalimentate

Constructor	Unități de măsură	Burmeister & Wain	Burmeister & Wain	Doxford	Doxford	Fiat	Fiat	Fiat	Götaverken	Götaverken
		74-VTBF-160	84-VTBF-180	67 PT	85 PT	C 680 S	C 750 S	900 S	DM 680/1500 VG-U și VGS-U	DM 760/1300 VB-U
Alezajul	mm	740	840	670	850	680	750	900	600	760
Cursa	mm	1 600	1 800	720+1380 = = 2100*	830+1670= =2500 *	1 200	1 320	1 600	1 500	1 300
Cilindreea/cilindru	l	688	997	740	1 420	436	583	1 005	544	579
Raportul: cursă/alezaj	—	2,16	2,14	2,06	1,96	1,76	1,76	1,78	2,20	1,71
Puterea/cilindru (continuă)	CP	1 500	2 100	1450/1520/ 1 660	2600/2850/ 3000	930	1 200	2 100	1 000	1 210
Supraalimentarea	%		65			33	37	37	33,2	34,4
Turația	min^{-1}	115	110	105/110/120	100/110/115	140	132	122	112	125
Viteza pistonului	m/s	6,1	6,6			5,6	5,8	6,5	5,6	5,4
Presiunea medie efectivă	kgf/cm^2	8,5	8,6	8,5	8,4	6,9	7,0	7,6	7,5	7,5
Presiunea de aprindere	kgf/cm^2		65			65	65	65	56	56
Presiunea de baleiaj	kgf/cm^2							0,9		
Baleiajul	sistemul	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Transversal	Transversal	Transversal	Echicurent	Echicurent
Temperatura gazelor înaintea turbinei	°C	420				310	310	310	400—420	400—420
Temperatura gazelor după turbină	°C	350				260	260	260	340—350	340—350
Consumul specific de combustibil	g/CPh	158	155			160	160	156	160	160
Greutatea specifică (execuție sudată/execuție turnată) **	kgf/CP	38—33,3 46—40,7	40,1—35,1 44,4—38,9	42,3/40,3 37—42,6/ 41,1/37,5***	46,1/42,1 40—43/39/ 37,2***	47—45,5	45—43,8	39,5—38,6	51—48,5*	54,5—51,3*
Numărul de cilindri	buc.	5—12	6—12	4—6	4—6	5—7	6—12	6—12	5—10	6—10
Construcția	caracteristici	Doi timpi, cap de cruce, în inie simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în inie simplu efect	Doi timpi, în linie, pistoane opuse, cap de cruce	Doi timpi, în linie, pistoane opuse, cap de cruce	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect
Randamentul mecanic	%	89,5	90,5			84	84	84	85	85

---

* Execuție sudată. ** Corespunzător numărului minim și maxim de cilindri. *** Corespunzător numărului minim și maxim de cilindri, precum și gamei de turații, execuție sudată.

Tabela 9 *(urmare)*

Constructor	Unități de măsură	Götaverken	Götaverken	Harland & Wolff	Harland & Wolff	MAN	MAN	MAN	MAN	Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co
		DM 760/1500 VG-U și VGS-U	850/1700 VGAU	620/1870	750/2000	KZ 70/120 C	KZ 78/140 C	KZ 78/155 C	KZ 84/160 C	UEC 65/125
Alezajul	mm	760	850	620	750	700	780	780	840	650
Cursa	mm	1 500	1 700	1 870·	2 000·	1 200	1 400	1 550	1 600	1 250
Cilindreea/cilindru	l	680	963	564	883	462	669	740	886	415
Raportul : cursă/alezaj	—	1,97	2,00			1,71	1,79	1,99	1,90	1,92
Puterea/cilindru (continuă)	CP	1 250	2 100	1 160	1 665	905	1 200	1 300	1 700	950
Supraalimentarea	%	33,5	36			30	30	30	30	
Turația	min^{-1}	112	115	110	100	130	118	115	115	135
Viteza pistonului	m/s	5,6	6,5	5,1	5,5	5,2	5,51	5,94	6,13	
Presiunea medie efectivă	kgf/cm^2	7,5	8,6	8,0	8,0	6,8	6,8	6,9	7,6	7,3
Presiunea de aprindere	kgf/cm^2	56	52	55						
Presiunea de baleiaj	kgf/cm^2		0,8							
Baleiajul	sistemul	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Buclă	Buclă	Buclă	Buclă	Echicurent
Temperatura gazelor înaintea turbinei	°C	400—420	430							
Temperatura gazelor după turbină	°C	340—350	345							
Consumul specific de combustibil	g/CPh	160	161			154	155	155	151	
Greutatea specifică (execuție sudată/execuție turnată) **	kgf/CP	46,5—44,3*	50—45,2*			44,8—42,8*	49,4—46,1*	50,6—47,4*	42,6—40,6*	
Numărul de cilindri	buc.	5—12	5—12	4—8	4—10	6—10	6—10	8—12	6—12	
Construcția	caracteristici	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, în linie, pistoane opuse, cap de cruce	Doi timpi, în linie, pistoane opuse. cap de cruce	Doi timpi, cap de cruce, în linie. simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect
Randamentul mecanic	%	85	87—89	89	89	87	87	87	87	

* Execuție sudată. ** Corespunzător numărului minim și maxim de cilindri. Totală.

Tabela 9 (urmare)

Constructor	Unităţi de măsură	Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co	Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co	Stork	Stork	Stork··	Sulzer	Sulzer	Sulzer	Werkspoor
		UEC 75/150	UEC 85/150	HOTL 063/135	HOTL 075/160	HOTL 085/180	RD 68	RD 76	RD 90	KEBS 680/1250
Alezajul	mm	750	850	630	750	850	680	760	900	680
Cursa	mm	1 500	1 600	1 350	1 600	1 800	1 250	1 550	1 550	1 250
Cilindreea/cilindru	l	663	708	421	707	1 021	454	703	986	454
Raportul : cursă/alezaj	—	2,00	1,88	2,13	2,13	2,12	1,84	2,04	1,72	1,84
Puterea/cilindru (continuă)	CP	1 333	2 000	800	1 225	1 800	1 100	1 500	2 000	800
Supraalimentarea	%			25						33,3
Turaţia	min^{-1}	120	120	132	115	110	135	119	119	125
Viteza pistonului	m/s	6,00	6,40	5,95	6,15	6,6	5,61	6,15	6,15	5,2
Presiunea medie efectivă	kgf/cm^2	7,55	8,26	6,5	7,0	7,2			7,63	6,35
Presiunea de aprindere	kgf/cm^2	55	60	55	55					54
Presiunea de baleiaj	kgf/cm^2	0,38	0,45							
Baleiajul	sistemul	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Echicurent	Buclă	Buclă	Buclă	Echicurent
Temperatura gazelor înaintea turbinei	°C			310	305					375
Temperatura gazelor după turbină	°C			280	270					325
Consumul specific de combustibil	g/CPh	152	152	152	149				155	163
Greutatea specifică (execuţie sudată/execuţie turnată) **	kgf/CP	40—38,8	37,1—37		46,3—42,4		38,8—35,8	43,2—39,3	42,5—40	50,2—50,1
Numărul de cilindri	buc.	6—12	9—12	6—8	6—12		5—12	5—12	6—12	6—12
Construcţia	caracteristici	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect	Doi timpi, cap de cruce, în linie, simplu efect
Randamentul mecanic	%			90	90					87

** Corespunzător numărului minim şi maxim de cilindri. ·· Construcţie combinată Stork-Werkspoor.

ce mai mari, cele două clase de motoare marine asigură următoarea gamă de puteri:

Clasa	Puterea pe cilindru, CP	Numărul de cilindri	Gama de puteri, CP
— Motoare mari, limita inferioară (alezajul 650—700 mm)	1 000	6—10	6 000—10 000
— Motoare mari, limita superioară (alezajul 750—780 mm)	1 500	6—12	9 000—18 000
— Motoare foarte mari (alezajul 800—900 mm)	2 000	5—12	10 000—24 000

Cele trei game de puteri ale motoarelor din cele două clase acoperă practic puterile de propulsie cerute de navele de 5 000—60 000 tdw și pentru viteze pînă la 18 noduri (fig. 1 și 5), și anume pentru cele trei alezaje — 650—700 mm, 750 mm și 800—900 mm; în cazul cînd se iau în considerare numai cele două alezaje: 750 mm și 800—900 mm, se pot acoperi puterile de propulsie ale navelor de la circa 10 000 tdw pînă la circa 60 000 tdw și pentru viteze pînă la 18 noduri.

Deși motorul mare cu alezajul 750 mm acoperă o gamă mare de puteri (9 000—18 000 CP), corespunzător numărului de 6—12 cilindri, totuși este posibil ca limitele superioare să fie acoperite mai rațional cu un număr mai mic de cilindri, adoptîndu-se alezajul (800—900 mm) motorului foarte mare. Se impune deci necesitatea fabricării celor trei game de alezaje (650—700, 750 și 800—900 mm) atunci cînd programul de construcții navale se extinde pentru nave de la circa 5 000 tdw la circa 50 000 tdw, sau numai fabricarea primelor două alezaje (650—700 și 750 mm) atunci cînd programul de construcții navale cuprinde nave de circa 5 000—20 000 tdw; bineînțeles alezajul de 800—900 mm se impune pentru navele ce depășesc 20 000 tdw.

În diagrama din figura 12 nu s-au dat și motoarele cu pistoane opuse, care, pentru aceleași alezaje, realizează o cilindree specifică mai mare și deci și puteri cilindrice mai mari. Avînd în vedere că asemenea motoare se construiesc cu un număr mai redus de cilindri, ele asigură următoarea gamă de puteri:

Clasa	Puterea pe cilindru, CP	Numărul de cilindri	Gama de puteri, CP
— Motoare mari (alezajul 650—750 mm)	1 500	4—8	6 000—12 000
— Motoare foarte mari (alezajul 850 mm)	2 500	4—6	10 000—15 000

5. Combustibili pentru motorul Diesel marin

Combustibilul clasic folosit în motorul Diesel este motorina, provenită fie din distilarea primară a țițeiului, fie din cracarea reziduului (păcura) distilării primare a țițeiului; în mai mică măsură se folosește motorina obținută prin prelucrarea gudroanelor rezultate din distilarea cărbunelui.

Intervenția motorului Diesel în procesul mecanizării agriculturii, precum și al transporturilor rutiere, feroviare și pe apă, este legată și de rezolvarea obținerii în condiții economice a combustibilului respectiv. Această problemă se pune mult mai acut în transporturile maritime, unde costul combustibilului intervine cu o pondere importantă în cheltuielile variabile ale prețului de cost.

Separat de aceasta, simplificarea alimentării cu combustibil a navelor în diferite porturi necesită un tip unic de combustibil, atît pentru navele folosind turbina cu abur cît și pentru cele folosind motorul Diesel.

Aceste două condiții au condus la necesitatea folosirii și în motoarele Diesel a combustibilului lichid pentru cazane.

Pentru cazane se folosește reziduul (păcura) provenit atît de la distilarea primară a țițeiului cît și de la cracarea primului reziduu, acesta din urmă fiind inferior primului.

Datorită tendinței unei cît mai bune valorificări a țițeiului, procesul cracării reziduului de la distilarea primară este introdus din ce în ce mai mult; din această cauză se constată o micșorare a calității combustibilului pentru cazane, care este un amestec al reziduurilor provenite din distilarea primară și cracarea reziduurilor primare. Acest amestec, denumit în limbajul curent „păcură", este încetățenit în literatura de specialitate sub denumirea de „combustibil de buncăr", în diverse grade de calitate, cea mai curentă fiind calitatea C.

Pînă în prezent nu s-a putut ajunge la o standardizare internațională a acestui combustibil de buncăr, analiza variind atît după natura țițeiului, cît și după gradul de amestec al reziduurilor componente. În general, condițiile acceptate pentru calitatea C sînt următoarele:

— inflamabilitatea P.M., minimum	150°F;
— apă, maximum	1%;
— sediment, maximum	0,25%;
— viscozitate la 100°F, maximum	6 500 s Redwood 1.

În prezent motoarele Diesel marine mari și foarte mari (tabela 9) folosesc fără dificultăți combustibil de buncăr de calitatea C, realizînd o economie de pînă la 30% la capitolul combustibil; la calculul acestei economii s-a avut în vedere și surplusul de alte cheltuieli legate de folosirea unui combustibil inferior în locul motorinei [12].

Aceste cheltuieli suplimentare se datoresc caracteristicilor defavorabile ale combustibilului de buncăr C, față de acelea ale motorinei, și anume: densitatea, viscozitatea, tendința la cocsificare, conținutul de asfalt tare, apă, cenușă și sulf.

Densitatea crește o dată cu creșterea raportului între conținutul de carbon și conținutul de hidrogen din combustibil. De asemenea, inflamabilitatea scade cu creșterea densității, ceea ce are o influență defavorabilă asupra arderii în motor. Întrucît la combustibilul de buncăr raportul C : H este superior celui al motorinei, este necesar să se aibă în vedere o scădere a gradului de inflamabilitate. De aceea motoarele Diesel cu turație ridicată nu se pretează la folosirea combustibilului de buncăr, durata de ardere la acestea fiind mult mai mică.

Viscozitatea joacă un rol important în funcționarea motorului, ea neputînd depăși 2–3°E la duza injectorului; rezultă deci necesitatea de a preîncălzi combustibilul de buncăr.

Tendința de cocsificare conduce la depuneri în cilindru, ca și la o murdărire a lubrifiantului, deci la uzuri mai mari ale pistoanelor și cămășilor cilindrilor. S-a constatat că oxizii metalici ce intră în componența cenușii pot juca rolul unor catalizatori ai unor reacții chimice ale sulfului conținut în combustibil.

Sulful este cel mai dăunător element ce intră în componența combustibililor și poate determina o coroziune puternică — datorită mai ales temperaturii ridicate — a suprafețelor metalice cu care vine în contact.

Influența elementelor arătate poate să fie în mare măsură eliminată la motoarele Diesel lente marine, printr-o preîncălzire și pregătire corespunzătoare a combustibilului, precum și printr-o alegere și tratare a unor lubrifianți corespunzători. Aceasta nu este posibil în aceeași măsură la motoarele cu o turație mai ridicată, mai ales că, la aceste motoare, prin folosirea pistonului plonjor, nu mai este posibilă prevederea unei diafragme în partea inferioară a cilindrului, care să împiedice trecerea unor impurități în lubrifiantul din carterul motorului.

De asemenea, folosirea combustibililor inferiori este cu atît mai dificilă cu cît turația motorului este mai mare, deoarece timpul ce stă la dispoziție pentru aprindere și ardere este prea mic față de inflamabilitatea redusă a acestor combustibili inferiori.

Consumul de combustibil de buncăr în motorul Diesel marin lent este cu 7–8% mai mare decît cel de motorină, deoarece:

— puterea calorică a acestuia este mai mică cu circa 5% decît a motorinei;

— randamentul termic este mai mic datorită unei arderi mai încete și întîrziate.

Dacă se iau în considerare și impuritățile conținute în combustibilul de buncăr, care trebuie eliminate, consumul de combustibil de buncăr este cu 8–9% mai mare decît cel de motorină.

Ținînd seama de toate acestea, folosirea combustibilului de buncăr în motorul Diesel marin lent este totuși mai economică decît folosirea motorinei.

6. Recuperarea căldurii secundare în instalațiile de propulsie cu motoare Diesel

Regimul de funcționare a motorului Diesel marin se caracterizează printr-o sarcină aproape continuă și, în cea mai mare parte a duratei de funcționare, la puterea lui nominală; aceasta creează premisele unei recuperări raționale a căldurii secundare.

Căldura secundară stă la dispoziție prin apa de răcire a motorului, precum și prin gazele arse evacuate.

În motorul Diesel marin în doi timpi și cu simplu efect, apa de răcire părăsește motorul în mod normal cu temperatura de 60–80°C. Temperatura gazelor arse evacuate depinde în principal de presiunea medie indicată în cilindru — practic se poate considera proporțională cu aceasta — precum și de sarcina motorului; la sarcina nominală, se pot lua în considerare temperaturi de 220–280°C.

În figura 13 este dat ca exemplu bilanțul termic al unui motor Diesel în doi timpi, lent, de 5 500 CP [13].

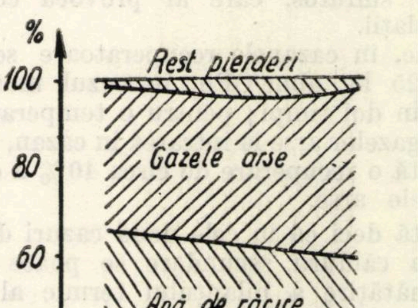


Fig. 13. Bilanțul termic al unui motor Diesel mare marin în doi timpi.

Ca valori orientative pentru motorul Diesel marin în doi timpi se poate lua:

— căldura consumată pentru energia de propulsie	38%
— căldura consumată de apa de răcire	25%
— căldura din gazele arse	30%
— căldura din restul pierderilor	07%

Folosirea căldurii secundare conduce la o îmbunătăţire substanţială a bilanţului termic al motorului. Modul de folosire a acestei călduri şi proporţia în care ea este folosită sînt hotărîtoare asupra bilanţului termic al motorului [6].

Dacă apa de răcire va fi folosită mai departe pentru încălzire, căldura secundară conţinută în ea este folosită integral. Dacă însă apa de răcire va fi folosită pentru alimentarea unui cazan, care foloseşte căldura secundară din gazele arse pentru producerea aburului, nu se va putea folosi decît numai circa 6% din căldura secundară conţinută în apa de răcire, deoarece greutatea aburului ce se va obţine din această căldură este mult mai mică decît greutatea apei de răcire ce stă la dispoziţie.

Cantitatea de căldură recuperată din gazele arse depinde în principal de diferenţa de temperatură a gazelor arse la intrarea şi ieşirea din cazanul recuperator. Practic este necesar ca temperatura la ieşire să fie cu circa 50°C mai mare decît temperatura de saturaţie a aburului, respectiv decît temperatura apei de alimentare, spre a se evita suprafeţe prea mari de încălzire. Din motive de exploatare, corespunzător sarcinii pline a motorului, temperatura gazelor arse la ieşirea din cazan trebuie să fie de cel puţin 150—180°C, spre a se evita la sarcini reduse (40%) temperaturile scăzute sub temperatura de condensaţie a aburului din gazele arse, înlesnind formarea acidului sulfuros, care ar provoca coroziuni în instalaţii.

Practic, în cazanele recuperatoare se obţin circa 0,25 kg abur/CPh, în cazul motoarelor marine în doi timpi; pentru o temperatură de 250°C a gazelor arse la intrarea în cazan, aceasta reprezintă o recuperare de circa 40% a căldurii din gazele arse.

Rezultă deci că în cele două cazuri de recuperare a căldurii secundare se poate realiza o îmbunătăţire a bilanţului termic al motorului Diesel marin, şi anume:

Cazul I

— căldura folosită pentru producerea energiei de propulsie	38%
— căldura recuperată din apa de răcire pentru scopuri de încălzire: $1 \times 0{,}25$	25%
— căldura recuperată din gazele arse pentru producerea de abur: $0{,}625 \times 0{,}30$	19%
	82%

adică o sporire a randamentului termic cu

$$100 \times \frac{0{,}82 - 0{,}38}{0{,}38} = 116\%$$

Cazul II

— căldura folosită pentru producerea energiei de propulsie	38%
— căldura recuperată din apa de răcire în cazanul de recuperare a căldurii gazelor arse: $0{,}06 \times 0{,}25$	01%
— căldura recuperată din gazele arse pentru producerea de abur: $0{,}625 \times 0{,}30$	19%
	58%

adică o sporire a randamentului termic cu:

$$100 \times \frac{0{,}58 - 0{,}38}{0{,}38} = 53\%$$

În cazul cînd aburul produs în cazanul recuperator este folosit pentru acţionarea unei maşini cu abur auxiliare avînd randamentul de circa 20%, randamentul termic al motorului va fi:

$$0{,}38 + (0{,}01 + 0{,}19)\ 0{,}2 = 0{,}38 + 0{,}04 = 0{,}42,$$

adică un spor al puterii efective a motorului de propulsie de:

$$100 \times \frac{0{,}42 - 0{,}38}{0{,}38} = 10{,}5\%.$$

Aşadar, pe o navă echipată cu un motor Diesel de propulsie de 3 000 CP se va putea obţine, prin recuperare, o putere de circa 315 CP, suficientă ca să acţioneze toate maşinile auxiliare la bord. Concluzia este deci aceea că, pe o motonavă, maşinile auxiliare trebuie să fie maşini cu abur.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Weniger H.* Weltschiffahrt 1960 — Schiff und Hafen — *13*, 5, 1951 — Hamburg.

[2] *** *Ludwig, E şi Illieş, K.* Handbuch für Schiffsingenieure und Seemaschinisten Fr. Vieweg & Sohn, Braunschweig, 196.

[3] *Korinkin H.*, Sravnenie effektivnosti ispolzovaniia moscinosti dvigatelei morskih sudov. În: Morskoi Flot, *16*, nr. 1, 1956, Moskva.

[4] *Benford H.* Engineering economy in tanker Design. Transactions, vol. *65*, 1957, The Society of Naval Architects and Marine Engineers, New York.

[5] *Neumeister O.* Der Einfluss verschiedener kraftstoffbestandteile, insbesondere de Schwefels, auf den Betrieb von Dieselmotoren—Schiffbautechnik, 11 Heft 4, 1961, Berlin

[6] *Henschke W.*, Schiffbautechnisches Handbuch, 2, Auflage Band 4, VEB Verlag Technik, Berlin, 1958.

[7] *Ehmsen E.* Schiffsverbrennungsmotoren im Frühjahr 1960. În: Hansa, *97*, nr. 16/17, 1960, Hamburg.

[8] *Vohrer, E.*, Die neueste Entwicklung von grossen Schiffsdieselmotoren. În: Schiff und Hafen, *12*, Heft 12, 1960, Hamburg.

[9] *Gautier N.* La suralimentation du moteur Diesel à deux temps. În: Nouveautés Techniques Maritimes, Journal de la Marine Marchande, Paris, 1961.

[10] *Kilchenmann, W.* Design considerations for a 900 mm bord engine. În: The Motor Ship, *41*, nr. 486, 1961, London.

[11] *Schmidt F.* Der heutige Stand der Grossmotoren in der Seeschiffahrt. În: Schiff und Hafen, *13*, Heft, 2, 1961, Hamburg.

CZ. 621.9-004.69

Modernizarea mașinilor-unelte

Ing. WALDEMAR GHEŢU
I.T.C.M.E.

Ritmul accelerat de introducere în practică a ultimelor realizări ale științei și tehnicii, volumul mare de investiții industriale și creșterea continuă a cerințelor populației în ce privește cantitatea și calitatea bunurilor de consum au impus dezvoltarea în toate ramurile din industria construcțiilor de mașini a procedeelor avansate de muncă și a unor metode cît mai raționale de organizare a fabricației.

În acțiunea de dezvoltare a acestor procedee, se urmărește în primul rînd realizarea unei eficiențe economice cît mai ridicate a procesului de producție, prin reducerea celor două elemente principale ale prețului de cost : materialul și munca.

Pentru reducerea consumului de muncă necesar la executarea diferitelor produse se urmăresc, în special, următoarele două obiective principale : micșorarea timpului de mașină prin ridicarea vitezelor de prelucrare și reducerea sau chiar suprimarea timpilor auxiliari. Aceste două obiective pot fi atinse în principal prin utilizarea unor mașini-unelte cu capacitate de producție ridicată, fie de construcție nouă, fie modernizate.

În cele ce urmează se va analiza din punct de vedere tehnico-economic numai ultima soluție — modernizarea mașinilor-unelte.

Pentru modernizarea mașinilor-unelte, pot fi luate în considerare una sau mai multe dintre următoarele variante :

1. Modernizarea totală, care constă în renovarea radicală a unei mașini-unelte pentru a fi adusă la nivelul performanțelor mașinilor-unelte de fabricație curentă.

2. Modernizarea parțială în varianta *a*, care constă în modificarea constructivă a unei mașini-unelte, cu scopul de a crea noi posibilități de intensificare a regimului de lucru, în vederea reducerii timpilor de bază la prelucrare.

3. Modernizarea parțială în varianta *b*, obținută prin aplicarea unei serii de modificări de construcție și prin echiparea cu dispozitive avînd ca scop reducerea timpilor auxiliari la utilizarea mașinii-unelte.

4. Automatizarea unor funcțiuni ale mașinilor-unelte în legătură cu utilizarea acestor mașini pentru echiparea liniilor de fabricație în masă și în serie mare.

5. Modificarea construcției și echiparea mașinii-unelte în conformitate cu prevederile de securitate a muncii, în vederea prevenirii accidentelor de muncă și a ușurării condițiilor de lucru.

6. Lărgirea domeniului de aplicabilitate a mașinii-unelte, prin modificări și înzestrări cu accesorii, în vederea extrapolării funcțiunilor tehnologice ale mașinii-unelte.

7. Ameliorarea constructivă a mașinii-unelte prin modificarea construcției ori prin înlocuirea unor piese sau subansambluri, cu scopul de a se elimina defecțiunile constatate în exploatare la utilizarea mașinii-unelte.

8. Specializarea mașinii-unelte prin executarea unor anumite operații în fabricația de serie.

Eficacitatea economică a modernizării mașinilor-unelte se poate stabili prin următoarele două metode :

— Comparația între costurile de modernizare C_m și cel de achiziționare C_a ale unei mașini-unelte.

— Calculul duratei de recuperare T_a a cheltuielilor de modernizare C_m prin economiile realizate în exploatare $S\,(P_1 - P_2)$ în urma modernizării.

Prima metodă permite doar să se stabilească dacă este mai avantajos să se procure o mașină-unealtă nouă ($C_a \leqslant C_m$) sau să se modernizeze o mașină-unealtă existentă ($C_m \leqslant C_a$), fără a stabili economicitatea în raport cu condițiile de exploatare.

Metoda a doua permite o orientare mai sigură, însă este deosebit de dificil de aplicat în cazul unei fabricații cu cantități și sortimente variabile în timp.

Pentru aplicarea metodei a doua se pot folosi următoarele relații :

$$C_m = R_c + S_m + \frac{Pr}{n} - F_v\,; \tag{1}$$

$$P_1 - P_2 = (1+b)\,(1+g)\,(m_1 - m_2 + m_1 r_1 - m_2 r_2)\,; \tag{2}$$

$$T_a = S\,(P_1 - P_2)\,C_m\,. \tag{3}$$

În relația (1) cheltuielile de modernizare rezultă din suma cheltuielilor ocazionate de reparația capitală R_c de suplimentul de cheltuieli necesar pentru modernizare S_m și pentru proiectarea unui lot de n mașini-unelte identice $\frac{P_r}{n}$, sumă din care se scade valoarea de fier vechi a mașinii-unelte F_v. La alcătuirea relației (1) s-a presupus că lucrările de modernizare se asociază cu reparația capitală. Se consideră că această presupunere este rațională din punct de vedere economic și tehnic, deoarece asigură condiții optime pentru proiectarea și recondiționarea de ansamblu a mașinii-unelte.

În relația (2) se exprimă economia realizată prin diferența de preț de cost la prelucrarea unui lot de piese identice pe mașina-unealtă înainte (1) și după modernizare (2). Asupra structurii prețului de cost în cele două situații s-au făcut următoarele presupuneri: valoarea materialului pentru confecționarea piesei nu se schimbă, deci nu intervine în diferența de prețuri; cotele de beneficiar legal b și procentele de costuri comune pe uzină g nu se modifică; variază valorile corespunzătoare pentru manoperă m ($m_1 \geqslant m_2$) și pentru costurile comune de fabricație r.

În relația (3) prin $S\,(P_1 - P_2)$ s-a simbolizat suma economiilor realizate în exploatare prin executarea pe mașina-unealtă modernizată și pe cea nemodernizată a tuturor sortimentelor de piese prevăzute în planul de fabricație pe un an.

Este evident că evaluarea termenului $S(P_1 - P_2)$ este foarte dificilă dacă nu imposibilă, în cazul fabricației variabile în timp ca sortimente și cantități.

Fără îndoială că cele două metode de calcul se pot aplica simultan, soluția optimă fiind cea care asigură valoarea minimă pentru duratele de amortizare; ele sînt exprimate prin expresiile:

$$\frac{C_a}{S\,(P_1 - P_2)} \quad \text{și} \quad \frac{C_m}{S\,(P_1 - P_2)}. \qquad (4)$$

Prima metodă de calcul economic poate fi aplicată la toate variantele de modernizare, cu excepția variantei 5 la care se urmăresc exclusiv probleme de securitate a muncii.

A doua metodă de calcul este aplicabilă în special variantelor 1, 2, 3 și 4.

Este foarte avantajos ca durata de amortizare să fie mai mică de doi ani, deoarece în acest caz lucrările de modernizare pot fi finanțate din creditele de mică mecanizare.

Dacă se aplică în mod judicios variantele de modernizare, se pot obține efecte economice remarcabile. Astfel, dintr-o statistică recentă reiese că, în industria constructoare de mașini din R.P.R., prin modernizarea a 130 de mașini-unelte s-au realizat economii anuale de 2 750 000 care au permis recuperarea cheltuielilor de modernizare în mai puțin de doi ani.

În continuare, se dau unele detalii în legătură cu variantele de modernizare enumerate.

1. Modernizarea totală

S-a arătat că modernizarea totală constă în renovarea radicală a unei mașini-unelte, pentru a fi adusă la nivelul performanțelor mașinilor-unelte de fabricație recentă, respectiv din anii 1958–1960.

Pentru precizarea acestui nivel, din literatura tehnică de specialitate s-au extras următoarele date în legătură cu evoluția celor mai importante performanțe ale mașinilor-unelte în perioada 1938–1958:

– creșterea cu 420% a puterii medii;
– creșterea cu 340% a greutății medii;
– creșterea cu 180% a vitezei de așchiere.

Pentru analizarea în ansamblu a variantei de modernizare totală se vor adopta aceste valori de performanță, fără riscul de a deforma concluziile.

Prin ridicarea cu 420% a puterii motoarelor electrice de acționare a mașinilor-unelte, solicitările din mecanisme vor crește sensibil și, ca urmare, apare necesitatea de a redimensiona atît mecanismele de antrenare principală, cît și mecanismele mișcării de avans. Practic aceasta se traduce prin înlocuirea acestor mecanisme, mai ales că simultan cu ridicarea puterii motoarelor electrice se urmărește și o creștere cu 180% a vitezei de așchiere, ceea ce are drept consecință o sporire importantă a sarcinilor dinamice.

Creșterea solicitărilor statice și dinamice, precum și tendința de a asigura mașinii-unelte o precizie cît mai ridicată și o funcționare fără vibrații conduc la dimensionări mai robuste ale unor mașini-unelte moderne, explicîndu-se prin aceasta creșterea greutății medii a mașinilor-unelte cu 340% în perioada 1938–1958.

Se precizează că, prin modernizare, se vor putea dimensiona la nivelul mașinilor-unelte actuale în special mecanismele. Organele structurale ale mașinilor-unelte – batiuri, mese, coloane și traverse –, fiind în general construite din fontă, sînt dificil de consolidat prin îngroșări și nervurări, ca piesele construite din elemente sudate. În aceste condiții, atît timp cît organele structurale rămîn neschimbate, nu se pot realiza prin modernizare mașini-unelte echivalente cu cele actuale în ce privește rigiditatea, deci precizia și capacitatea de producție.

Pe de altă parte, modernizarea unei mașini-unelte prin menținerea numai a batiului sau a organelor structurale este considerată ca neeconomică în lucrările de specialitate. În aceste condiții, modernizarea totală rămîne ca o variantă aplicabilă numai în anumite cazuri justificate economic prin situații speciale.

2. Modernizarea parțială în varianta *a*

În varianta a de modernizare parțială se urmărește a se crea posibilitatea de lucru în regim mai intensiv prin modificarea caracteristicilor mașinii-unelte astfel încît să se poată lucra cu adîncimi t, avansuri s și viteze de așchiere v mai mari decît cele ce se pot obține pe mașina-unealtă nemodernizată.

În cazul modernizării totale, intensificarea regimului de lucru se obține prin mărirea puterii motorului de acționare și prin extinderea domeniului de reglaj pentru v și s. O atare soluție nu este recomandabilă la modernizarea parțială, fiind foarte costisitoare, deoarece impune practic înlocuirea mecanismelor pentru mișcarea principală și pentru mișcarea de avans.

O soluție mai economică și care de multe ori rezolvă satisfăcător problema constă în mărirea puterii motorului electric de antrenare și, simultan cu aceasta, deplasarea cîmpului de reglaj pentru s și v spre valori mai ridicate, astfel încît limitele extreme ale cîmpului de reglaj să crească proporțional cu mărirea puterii motorului de antrenare.

La această soluție raportul $\frac{N}{v}$ (N — puterea motorului electric de antrenare) nu se modifică pentru valorile extreme prin modernizare. Rezultă că solicitările maxime din mecanisme rămîn sensibil aceleași, însă se aplică la viteze sporite în cazul mașinii-unelte modernizate. În aceste condiții, în general, organele mecanismelor-mașinii-unelte nu trebuie redimensionate pentru solicitările statice, deoarece acestea se mențin constante. Efectul dinamic al aplicării sarcinilor la viteze sporite va trebui compensat, de la caz la caz, prin ridicarea rezistenței la uzură a unor organe și prin alegerea unui material corespunzător, tratat termic prin procedeul care asigură caracteristicile mecanice necesare. Această problemă se ridică în special pentru organele cu frecvență mai mare de funcționare, la care durabilitatea depinde de produsul dintre solicitare și viteză (axe, roți dințate, ghidaje).

Aplicarea acestei soluții de modernizare prezintă următoarele avantaje :

— mărirea puterii motorului electric creează posibilitatea de a se ridica debitul de așchii la prelucrări de degroșare, dacă se lucrează cu valori mai ridicate pentru t și s ;

— deplasarea cîmpului de viteze spre valori mai mari deschide perspective de a se executa mai rapid lucrările de semifinisare și de finisare.

În cazul modernizării a 17 strunguri „Victoria", prin ridicarea puterii motorului de la 5,5 la 7 kW și a turației maxime de la 600 la 1 400 rot/min, avantajele prezentate s-au materializat prin economii anuale de 85 000 lei, ceea ce a permis recuperarea — în aproximativ 8 luni — a costului total de modernizare.

3. Modernizarea parțială în varianta *b*

În ultima vreme, utilizarea unor materiale de scule cu capacitate așchietoare foarte ridicată a permis reducerea substanțială a timpilor de bază la prelucrarea prin așchiere, astfel încît productivitatea mașinii-unelte este aproape exclusiv determinată de mărimea timpilor auxiliari. În aceste împrejurări, ameliorarea în continuare a productivității mașinii-unelte se poate obține prin aplicarea modernizării parțiale în varianta *b*.

La această variantă se au în vedere următoarele patru grupe principale de mînuiri auxiliare : manipularea mașinii-unelte ; încărcarea și descărcarea semifabricatelor ; indexarea sculelor : verificarea dimensională a semifabricatelor.

3.1. *Manipularea mașini-unelte*

În construcția actuală a mașinilor-unelte a devenit un lucru aproape de la sine înțeles ca manetele necesare comenzilor mașinii-unelte să fie așezate just din punct de vedere logic și psihologic, în vederea unei mînuiri cît mai ușoare. Montarea elementelor și a părților de deservire la înălțimea potrivită deasupra podelei — manete care pot fi apucate cu mîna ușor din orice poziție — sau folosirea de mînere sferice sau de alt fel prezintă o importanță deosebită.

Comenzile prin butoane sau pedală ușurează și scurtează în mare măsură durata de manevrare a mașinilor-unelte.

La mașinile-unelte grele mînuirea se simplifică prin centralizarea comenzilor pe pupitre și pe panouri suspendate, care pot fi acționate din orice poziție.

Aceste măsuri se pot aplica de la caz la caz cu ocazia reparației capitale a mașinii-unelte, cu condiția să nu antreneze cheltuieli exagerate.

Tot în legătură cu scurtarea duratei de manevrare a mașinilor-unelte, s-au obținut rezultate favorabile prin utilizarea microîntreruptoarelor electrice pentru programarea comenzilor pe parcurs, în vederea limitării cursei active sau a schimbării regimului de lucru. Aplicarea acestei măsuri este recomandabilă, în special, în cazul mașinilor-unelte la care mecanismele de avans rapid și tehnologic sînt acționate cu motoare electrice separate.

Exemple interesante de programare cu microcontactoare sînt unele mașini-unelte prezentate la Expoziția industrială franceză din București, ca mașina de frezat Gambin, mașinile de găurit radiale G. S. P. și strungul Ramo.

O măsură mai eficace de scurtare a duratei de manipulare a mașinii-unelte s-a aplicat la uzina „I. Rangheț" la noul strung S3, prin introducerea căruciorului portsculă cu avans mecanic rapid.

3.2. *Încărcarea și descărcarea semifabricatelor*

În compunerea timpului auxiliar, încărcarea și descărcarea semifabricatelor reprezintă o mînuire cu pondere deosebit de mare. În vederea reducerii timpului necesar executării acestor operații se construiesc dispozitive pentru mecanizare sau automatizare. Aceste dispozitive sînt înglobate în construcția mașinii-unelte sau constituie accesorii cu diferite grade de universalitate.

Dispozitive rapide de prindere și desprindere. Din categoria acestor dispozitive se menționează universalul MP-4, realizat de ENIMS pentru strungul 1A-62. La acest universal cele trei fălci de prindere autocentrante se deplasează sub acțiunea mecanismului principal, la comanda dată printr-o manetă.

La uzina „Frezer" din U. R. S. S. s-a proiectat și introdus în producție o mandrină centrifugă de antrenare, cu acţiune rapidă, prevăzută cu un vîrf liber pentru strunjirea între vîrfuri, de construcţie deosebit de simplă. Această mandrină asigură strîngerea uniformă a semifabricatului, fără a fi necesară folosirea unui sistem de fălci flotante, deoarece în cazul cînd semifabricatul este excentric, forţele centrifuge aduc fălcile în contact cu semifabricatul şi strîngerea se efectuează în mai multe puncte. Această mandrină îşi poate găsi utilizarea şi la automatizarea strungurilor.

Pentru scurtarea duratei de prindere a semifabricatelor la maşinile de prelucrat plan, s-au construit menghine pneumatice. În industria sovietică, s-au tipizat aceste menghine pentru deschideri variabile pînă la 250 mm şi forţe de strîngere pînă la 10 t. Utilizarea menghinelor pneumatice permite o reducere substanţială a timpilor auxiliari, asigurînd în acelaşi timp o strîngere elastică.

Tot din categoria dispozitivelor pneumatice se menţionează universalele pneumatice adaptate strungului „Iosif Rangheţ" de către Uzina de tractoare din Braşov. Cinci asemenea dispozitive au costat 13 500 lei, iar economiile anuale aduse se cifrează la aproximativ 37 000 lei.

S-au construit menghine similare acţionate hidraulic cu forţa de strîngere pînă la 3,5 t, care permit să se reducă timpul de prindere şi desprindere a semifabricatelor, de la 5—7 s, la 0,4—0,5 s.

Un mijloc deosebit de eficient pentru reducerea timpilor de prindere şi desprindere a semifabricatelor îl constituie mesele indexate. Aceste mese, prezentînd mai multe posturi active, permit să se suprime complet timpul de prindere-desprindere prin suprapunerea lui cu timpul de bază.

Dispozitive pentru mecanizarea sau automatizarea prinderii-desprinderii semifabricatelor. O soluţie radicală pentru reducerea timpului de prindere-desprindere a semifabricatelor o constituie mecanizarea sau automatizarea acestor mînuiri. Această soluţie este economică, în special, în cazul fabricaţiei în serie mare, aşa că poate fi luată în considerare pentru echiparea maşinilor-unelte semiautomate şi automate. Pentru mecanizarea sau automatizarea prinderii-desprinderii, s-a realizat o mare varietate de dispozitive, care pot fi clasificate în următoarele trei grupe principale: alimentatoare pentru bare, alimentatoare cu magazin, alimentatoare cu buncăre şi mîini mecanice.

Din categoria alimentatoarelor pentru bare, construcţia cea mai simplă o prezintă alimentatoarele acţionate prin greutate adiţională sau prin greutatea proprie a barelor. Această categorie de alimentatoare prezintă avantajul unui cost redus şi al unei adaptabilităţi uşoare.

În cazul semifabricatelor de formă cilindrică sau sferică, se utilizează alimentatoare cu magazin. Distribuţia semifabricatelor în aceste alimentatoare se realizează prin diferite sisteme, dintre care cel mai simplu este cel cu două roţi dinţate care se rotesc în acelaşi sens. De multe ori, alimentarea cu magazin se poate realiza prin simpla cădere datorită gravitaţiei. Această soluţie s-a aplicat cu succes de ITCME în construcţia automatului de sortat bolţuri, destinat uzinei „Vasile Tudose".

Pentru alimentarea strungului semiautomat 1700 cu inele de rulmenţi, ITCME a executat un alimentator cu magazin echipat în acelaşi timp şi cu o mînă mecanică. Toate funcţiunile alimentatorului sînt corelate cu operaţiile de prelucrare printr-o acţionare pneumatică comandată de mecanismele strungului.

La fabrica de rulmenţi din Minsk, alimentarea semiautomatului 1262-P cu inele de rulmenţi se realizează printr-un autooperator acţionat pneumatic, echipat cu un magazin de încărcare, respectiv de descărcare. Acest operator permite să se ridice productivitatea strungului semiautomat pînă la 1 200 inele de rulmenţi într-un schimb.

Un grad mai înalt de automatizare se poate obţine cu alimentatoarele cu buncăre, în care semifabricatele sînt simultan ordonate şi distribuite. Din această categorie, deosebit de apreciate sînt alimentatoarele vibratoare cu buncăr.

3.3. *Indexarea sculelor*

Pentru indexarea rapidă a sculelor se utilizează îndeobşte o serie de dispozitive de tipul tunelelor de strung şi de tipul capetelor-revolver. Prin asocierea acestor dispozitive cu şabloane de reglaj se obţine o reducere substanţială a timpului auxiliar aferent indexării sculelor.

3.4. *Verificarea dimensională a semifabricatelor*

Verificarea dimensională a semifabricatelor în timpul prelucrării prin oprirea maşinii-unelte prezintă două dezavantaje importante: mărirea timpului auxiliar şi riscul de a rebuta semifabricatul printr-o măsurare tardivă. Aceste dezavantaje sînt eliminate în construcţiile moderne de maşini-unelte prin echiparea lor cu dispozitive active de control, cu ajutorul cărora se pot efectua măsurări din mers; informaţiile recepţionate pot servi pentru a influenţa unele comenzi ale maşinii-unelte, ca oprirea la atingerea cotei prescrise sau reglajul prin reacţie. Se apreciază, în special, dispozitivele de măsurat pneumatice şi electronice, la care măsurarea nu necesită un contact material care ar duce la uzura palpatoarelor.

Un dispozitiv pneumatic de control activ al diametrelor s-a putut observa în echiparea maşinilor de rectificat fără vîrfuri Microrex, prezentate la Expoziţia industrială franceză din Bucureşti.

4. Automatizarea maşinilor-unelte pentru fabricaţia de masă şi în serie

În prezent, în industria constructoare de maşini se practică următoarele trei modalităţi principale de echipare a liniilor de transfer :

— constituirea liniilor din utilaj complet specializat ;

— constituirea liniilor din utilaj compus din unităţi-tip ;

— constituirea din maşini-unelte universale, modernizate în scopul adaptării la un anumit proces tehnologic.

Prima modalitate, aplicată în anii trecuţi în cazul fabricaţiei în masă, este aproape abandonată, deoarece prezintă o economicitate redusă prin costul ridicat al utilajului specializat.

A doua modalitate se aplică tot mai frecvent, prezentînd avantaje importante economice prin costul mai redus al utilajului, prin supleţea mare şi posibilitatea de refolosire a unităţilor-tip.

Cea de-a treia modalitate prezintă uneori. avantaje în fabricaţia de serie cu schimbări frecvente de sortiment. Caracterul universal al utilajului permite încărcarea efectivă a lui la prelucrarea unei familii de piese, chiar în loturi mici, şi reutilizarea utilajului în cazul restructurării programului de fabricaţie.

Dintre dezavantajele acestei ultime modalităţi, se menţionează volumul mare de cheltuieli (80—85% din întregul volum de cheltuieli pentru pregătirea fabricaţiei) necesare pentru confecţionarea accesoriilor tehnologice speciale. În afară de aceasta, pe maşinile universale nu pot fi prelucrate economic unele sortimente de piese specifice pentru fiecare ramură de construcţii de maşini şi care, de obicei, implică un volum mai mare de muncă.

În aceste condiţii, modernizarea prin automatizare nu poate fi considerată ca o soluţie universală. Aplicarea acestei variante poate în schimb oferi reale avantaje economice dacă sînt îndeplinite anumite condiţii de producţie legate de mărirea seriei şi numărului de sortimente.

5. Uşurarea condiţiilor de lucru ale muncitorului

Uşurarea condiţiilor de lucru ale muncitorului la maşina-unealtă constituie uzual o variantă de modernizare care se asociază cu punerea în practică a altor măsuri prin care se urmăreşte ridicarea performanţelor tehnologice. Această variantă se poate aplica în mod economic dacă se face uz de construcţiile tip de dispozitive de protecţie, proiectate şi experimentate de institutele de specialitate.

Un exemplu de asemenea construcţie-tip este dispozitivul 5K8, realizat de uzina de maşini-unelte din Lvov, cu scopul de a fi utilizat pentru protecţie contra aşchiilor în operaţiile de strunjire. Dispozitivul se compune dintr-un ecran de protecţie deplasabil pe un cărucior şi un scut, prin intermediul căruia dispozitivul se montează în spatele strungului pe batiu sau pe păpuşa fixă.

6. Lărgirea aplicabilităţii tehnologice a maşinii-unelte

Prin aplicarea acestei variante de modernizare, se urmăreşte realizarea următoarelor două avantaje economice :

— ridicarea indicelui de utilizare al maşinii-unelte ;

— eliminarea unei părţi din timpii de prindere-desprindere, prin concentrarea mai multor operaţii după o singură prindere.

Foarte frecvent se utilizează dispozitive speciale de filetat, cu un grad mai mare sau mai mic de automatizare, adaptabile pe maşinile de găurit şi pe strunguri.

Un accesoriu uzual pentru strunguri şi maşinile de rabotat sînt broşele de rectificat ataşabile. Tot pentru lucrări de finisare pînă la clasa a 8-a de rugozitate, s-au răspîndit în ultimul timp dispozitivele de rulat adaptabile pe strunguri. Asemenea dispozitive, cu 3—6 role acţionate hidraulic, au fost prezentate la Expoziţia Unională din 1960, de la Moscova.

Maşina de rectificat interior cu două capete — Heald Machine Company — este echipată pentru a putea executa simultan găuriri, alezări, rectificări frontale şi interioare.

Strungurile–revolver ,,Masterline Gisholt'' sînt echipate cu dispozitive de rulat filet. Pe aceste maşini se pot executa, dintr-o singură prindere, piese în formă de axe în trepte cu filete rulate.

La recenta expoziţie industrială franceză de la Bucureşti s-a prezentat un strung ,,Ramo'', al cărui domeniu de aplicabilitate este lărgit printr-un accesoriu special pentru broşat.

Domeniul de aplicabilitate al maşinii orizontale de alezat şi frezat ,,Innocenti'' este mult lărgit prin echiparea cu un mecanism de deplasare axială a păpuşii, precum şi prin prevederea a două prize de putere pe partea frontală a păpuşii, la care se pot cupla dispozitive de găurit, de frezat vertical şi de strunjit frontal. De asemenea, această maşină poate fi echipată cu un braţ în consolă, o sanie şi cu o masă rotativă pentru a lucra ca strung–carusel.

O contribuţie importantă la lărgirea domeniului de aplicabilitate al maşinilor-unelte o aduc dispozitivele de copiat. Aceste dispozitive permit realizarea unui grad înalt de mecanizare. De asemenea, se asigură creşterea productivităţii maşinii-unelte prin eliminarea unei serii de mişcări ale saniei portsculă, prin obţinerea unor viteze de aşchiere medii mai ridicate şi prin reducerea numărului de măsurări.

Un dispozitiv hidraulic de copiat de mare productivitate pentru strunguri a fost realizat de uzina de maşini-unelte automate din Kiev. Acest dispozitiv, denumit UP-240, se livrează ca accesoriu la strungurile 1A-62 şi DIP-260 şi serveşte pentru strunjirea, prin copiere, a axelor canelate, a bucşelor în trepte, a pieselor conice şi a altor piese similare cu forme geometrice de rotaţie. În cazul strunjirii unui lot mic de piese, se poate utiliza ca şablon chiar una dintre piesele prelucrate anterior. Dacă lotul de piese este mai mare, şablonul trebuie să fie confecţionat din oţel aliat, tratat termic şi rectificat, micşorîndu-se astfel uzura şablonului în vederea asigurării stabilităţii dimensionale a pieselor prelucrate.

Uzina ,,Iosif Rangheţ'' a realizat recent un dispozitiv hidraulic de copiat pentru echiparea strungurilor tip S2 fabricate de această uzină. Încercările efectuate au scos în evidenţă avantajele tehnico-economice importante ale acestui dispozitiv şi oportunitatea de a se extinde utilizarea lui.

7. Ridicarea rezistenţei şi a durabilităţii maşinilor-unelte

Această variantă de modernizare are scopul să îmbunătăţească condiţiile de exploatare a maşinilor-unelte, prin înlocuirea unor organe constatate ca insuficient de rezistente şi de durabile în exploatare. Prin aceste înlocuiri de organe se reduc cheltuielile de întreţinere şi se menţine mai stabilă precizia maşinii-unelte. Astfel, la Uzina de tractoare din Braşov, la o serie de şepinguri acţionate hidraulic, cheltuielile de întreţinere s-au redus substanţial prin înlocuirea pompelor cu pistonaşe axiale cu pompe cu pistonaşe radiale.

Fără îndoială că este indicat ca această variantă de modernizare să se aplice la loturile noi de maşini-unelte, neexperimentate industrial, precum şi la orice alte maşini-unelte care prezintă defecţiuni frecvente în exploatare.

8. Specializarea maşinilor-unelte pentru monooperaţii

Această variantă de modernizare constituie o soluţie care permite să se valorifice unele maşini-unelte universale învechite, prin transformarea lor în maşini-unelte pentru monooperaţii, deci prin îngustarea aplicabilităţii tehnologice.

Evident că aplicarea acestei variante este condiţionată de existenţa unei serii suficient de mari de fabricate, care să permită recuperarea în întregime a cheltuielilor efectuate cu ocazia modernizării. Această variantă trebuie considerată, deci, ca o soluţie particulară dependentă de un anumit program de fabricaţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Meerfeld, N. şi Frumkin, F.* Răspîndirea experienţei din producţie în modernizarea maşinilor-unelte şi difuzarea materialului de informare (Obobşcenie opîta promîşlennost po modernizaţiia stankov i vîpusk informaţionnîh materialov). În : Referatî rabot ENIMS za 1957 god TBTI, 1958.

[2] * * * Al 8-lea inventar al maşinilor-unelte americane (The eighth american machins inventary of metal working equipment). În : American Machinist, **102**, nr. 24, 17 nov. 1958, p. 129–224.

[3] *Konson, A.* Eficacitatea economică a tehnicii noi. Editura ştiinţifică, Bucureşti 1960.

[4] *Azarov, A.* Prelucrarea cu productivitate înaltă a arborilor în industria constructoare de maşini (Vîsokoproizvoditelinaia obrabotka valov v maşinostroenii). Maşghiz, Moskva, 1951.

[5] *Ghirşiovici, M.* Accesorii rapide de maşini-unelte pentru producţia în serie mică (Bîstrodeistvuiuşciaia stanocinaia osnastka dlia melkoseriinogo proizvodstva). În : Stanki i Instrument, **31**, nr. 10, oct. 1960, p. 34–35.

[6] *Gyssan, I.* Progresele recente în construcţia maşinilor-unelte prin prisma expoziţiilor din 1960 şi în special a expoziţiei din Chicago (Developpements recents de la machine outil à travers les expositions de 1960 et en particulier celle de Chicago). În : La machine moderne, **54**, nr. 621 bis, dec., 1960, p. 19–58.

[7] *Weremeicik, I.* Autooperator pentru strungurile semiautomate (Avtooperator k tokarnomu poluavtomatov). În : Maşinostroiteli, nr. 8, aug., 1960, p. 10–11.

[8] *Budenkov, V.* Măsurarea fără contact în producţia automatizată (Beskontaktnoe izmerenie v avtomatizirovannom proizvodstvo). În : Mehanizaţiia i avtomatizaţiia proizvodstva, **14**, nr. 2, feb., 1960, p. 26–27.

[9] *Boitov, V.* Metodele de mecanizare şi automatizare a producţiei în serie mică şi mijlocie. În : Stanki i instrument nr. 8, aug., 1959, p. 27–35.

[10] *Dupuy, G.* Automatizare, copiere şi reproducere. În : Machine-outil française, **21**, nr. 111, iun., 1956, p. 47–53.

CZ 621. 512–33

Dimensionarea supapelor automate pentru compresoarele cu piston

Ing. VALENTIN COSOROABĂ
Uzinele „Timpuri noi”

Compresoarele cu piston ocupă un loc important în industria constructoare de mașini, datorită multiplelor utilizări pe care ele le au în construcții, în mine, în metalurgie, precum și în industriile petrolieră, alimentară și chimică.

Realizarea unor compresoare cu indici tehnico-economici ridicați este condiționată de dimensionarea corectă a supapelor.

Coeficientul de debit ridicat va conduce la o valoare mică a greutății specifice a compresorului (greutatea pe m^3 de gaz livrat).

Energia consumată de compresor este condiționată de asemenea de construcția supapelor ; prin micșorarea energiei consumate de compresor, se realizează îmbunătățirea unui alt indice tehnico-economic important : puterea consumată de compresor pe m^3 de gaz livrat.

Siguranța în funcționare și durabilitatea compresorului cu piston depind într-o mare măsură de siguranța în funcționare și durabilitatea supapelor, deci cele două criterii principale cu ajutorul cărora se apreciază nivelul construcției supapelor automate sînt :

– coeficientul de debit și
– durabilitatea.

La dimensionarea supapelor suprafața disponibilă în chiulasa cilindrului trebuie folosită cît mai rațional. Pentru acesta :

$$\frac{A_s}{A_p} = 0,1 \div 0,15 ,$$

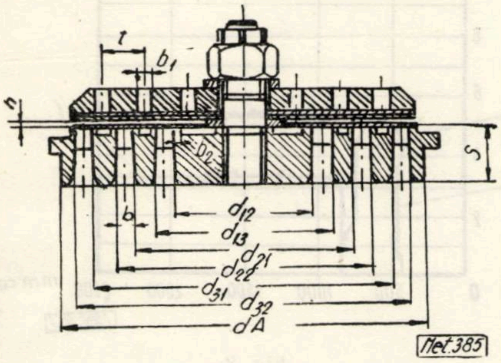


Fig. 1.

în care :

A_s este suprafața de trecere a gazului prin scaunul supapei ;

A_p — suprafața pistonului.

În cazul supapelor cu discuri sau inele de etanșare, se stabilesc mai întîi valorile cursei discului de etanșare h și ale lățimii canalelor în scaunul supapei b (fig. 1).

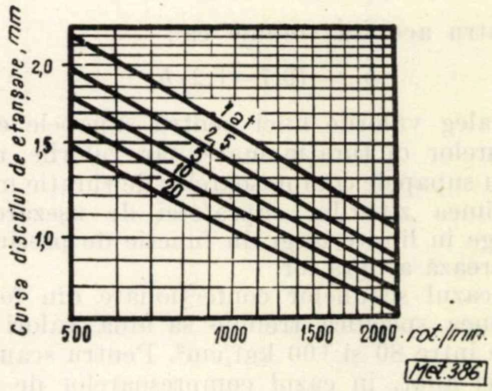


Fig. 2.

Durabilitatea inelelor de etanșare reclamă valori mici pentru aceste mărimi, iar coeficientul de debit pretinde valori relativ mari. Condițiile de durabilitate sînt cu atît mai greu de respectat cu cît turația compresorului și temperatura gazului sînt mai ridicate.

Valorile lui h și b se vor alege în funcție de acestea și de procedeele tehnologice de care uzina dispune pentru prelucrarea inelelor de etanșare (vor fi mici pentru inelele de etanșare confecționate prin strunjire din bară și vor fi mai mari pentru inelele confecționate din tablă).

În figura 2 sînt reprezentate cursele optime ale discului de etanșare, în funcție de turația compresorului și de presiunea de refulare, pentru supape cu discuri sau inele de etanșare (tip Hörbiger) [1].

Prelucrarea inelelor sau a discurilor de etanșare din tablă de oțel aliat permite depășirea acestor valori.

Deoarece timpul de deschidere și închidere a discului de etanșare este relativ mic față de timpul cît stă supapa deschisă [2], [3], raportul de deschidere rezultat din egalitatea suprafețelor de trecere prin deschidere și prin scaun va fi :

$$\xi = \frac{A_d}{A_s} = \frac{2h}{b} .$$

În cazul în care $\xi = 1$, viteza de scurgere a gazului prin scaun și cea de scurgere a gazului prin deschidere ar fi aproximativ egale.

Experimental s-a dovedit că viteza de scurgere prin deschidere poate fi mărită mai mult decît cea prin scaun [4].

Pentru supapele compresoarelor de turații mari:

$$\xi = 0,3 \div 0,4 \quad (n = 1\,200 - 1\,500 \text{ rot/min}).$$

Pentru supapele compresoarelor de turații mici:

$$\xi = 0,7 \div 1,0 \quad (n = 300 - 700 \text{ rot/min}).$$

Lățimea canalelor de scurgere prin limitator b_1 (fig. 1) se alege în așa fel ca gazul să aibă aproximativ aceeași viteză ca cea prin deschidere.

Pentru aceasta trebuie ca:

$$b_1 = (0,7 - 1,2)\, b.$$

Se aleg valorile mici pentru supapele compresoarelor de turație mare, iar valorile mari pentru supapele compresoarelor de turație mică.

Lățimea zițurilor suprafeței de așezare b_2 se alege în limite largi, în funcție de presiunea ce lucrează asupra lor.

În cazul scaunelor confecționate din fontă, presiunea specifică trebuie să aibă valori cuprinse între 80 și 100 kgf/cm². Pentru scaunele de oțel aliat, în cazul compresoarelor de presiune înaltă, presiunea pe suprafața de așezare poate ajunge la 500 kgf/cm².

La construcțiile uzuale b_2 este egal cu 1,0 – 2,0 mm.

Practic, la stabilirea acestor dimensiuni este indicată folosirea nomogramelor din figura 7*, care dau o imagine imediată a măsurii în care se va modifica valoarea coeficientului de debit la variația acestor valori.

După ce toate elementele de bază ale supapei sînt stabilite, se poate calcula valoarea căderilor de presiune la trecerea gazului, utilizînd una dintre metodele cunoscute.

Căderile de presiune, astfel determinate, sînt apropiate de cele din timpul funcționării compresorului numai atunci cînd supapele sînt echipate cu arcuri corespunzătoare.

Dimensionarea necorespunzătoare a arcurilor va conduce fie la întîrzierea deschiderii supapei (arcuri tari), fie la întîrzierea închiderii supapei și la vibrații ale discurilor de etanșare la așezarea lor pe scaun (arcuri slabe).

Experimental, s-a constatat că valorile optime sînt:

$$\frac{F_d}{A_s'} = 500 \div 2\,500 \text{ kgf/m}^2,$$

în care F_d este forța arcurilor la deschiderea completă a supapei.

Valorile mari se aleg în cazul presiunii și turației ridicate.

Constanta arcului trebuie astfel aleasă încît valoarea forței arcului, atunci cînd supapa este complet închisă, să fie de 0,6 – 0,8 din valoarea forței arcului, atunci cînd supapa este complet deschisă.

M. I. Frenkel a determinat experimental valoarea suprafețelor echivalente ale unor supape cu tensiunea arcurilor (F_d/A_s') diferită. Suprafața echivalentă reprezintă suprafața găurii unei diafragme care va avea același coeficient de debit cu supapa.

În figura 3 sînt prezentate aceste rezultate la o supapă cu un inel de etanșare.

Curba *1* reprezintă variația suprafeței echivalente a supapei echipată cu un arc cu $F_d/A_s' = 950$ kgf/m² și $h = 1,2$ mm.

Curba *2* – cu $F_d/A_s' = 950$ kgf/m² și $h = 2,45$ mm.

Curba *3* – cu $F_d/A_s' = 548$ kgf/m² și $h = 2,45$ mm.

Panta mare a curbelor se explică prin utilizarea unor arcuri de rigiditate atît de mică încît creșterea forței arcului o dată cu ridicarea inelului de etanșare este compensată de forța de presiune a curentului de gaz asupra inelului de etanșare.

La experimentările făcute la uzinele „Timpuri noi" din București, în vederea îmbunătățirii coeficientului de debit al unui compresor de 4 m³/min la 6 at și 1 200 rot/min, în două trepte, răcit cu aer, s-a variat tensiunea arcurilor supapelor de aspirație și refulare de la treapta I în limite relativ mari.

Variația tensiunii arcurilor la supapa de aspirație de la 1 680 kgf/m² la 856 kgf/m² a condus la o creștere cu 3,8% a debitului de aer livrat.

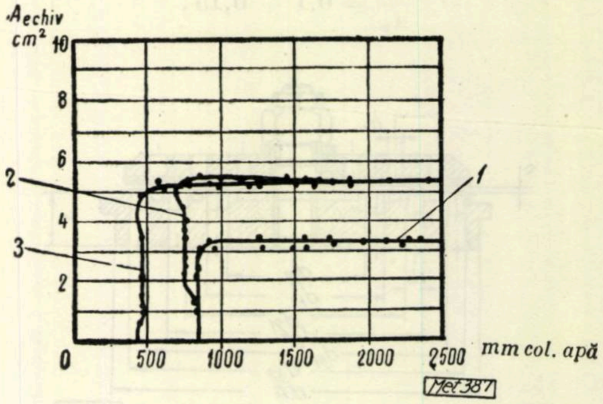


Fig. 3.

Variația tensiunii arcurilor de la supapa de refulare de la 2 130 kgf/m² la 1 040 kgf/m² a condus la o creștere cu 1,6% a debitului de aer livrat.

---

* Metalurgia și Construcția de Mașini, 13, nr. 3, 1961.

Scăderea în continuare a tensiunii arcurilor nu a mai avut ca rezultat o creștere a debitului livrat de compresor, ci chiar o scădere.

S-a mai realizat o creștere de 5% a debitului printr-o prelucrare îngrijită a supapelor și alegerea unor valori optime ale raportului ξ. Raportul ξ era 0,9 la supapa de refulare, ceea ce conducea la vibrații ale inelelor de etanșare și la întîrzieri la închiderea supapei. Valoarea optimă determinată a fost : ξ = 0,55.

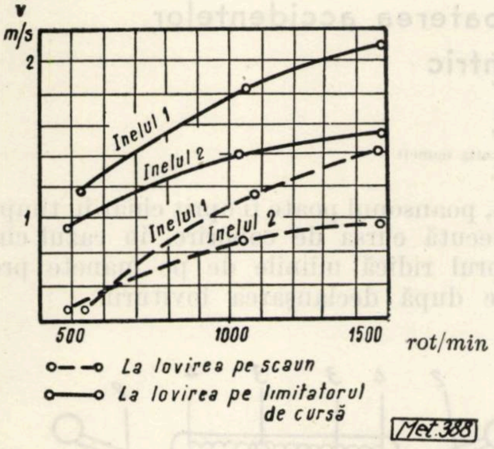


Fig. 4.

Un alt element esențial, de care trebuie să se țină seamă la proiectarea supapelor automate, este grosimea discului de etanșare.

Masa mare a discului de etanșare înseamnă forțe de inerție mari care vor produce întîrzieri în mișcarea discului de etanșare, și deci micșorarea coeficientului de debit.

Același efect îl vor avea și discurile de etanșare prea subțiri, de data aceasta din cauza vibrațiilor în timpul funcționării. În afară de aceasta, discurile subțiri nu vor rezista șocurilor la așezarea lor pe scaun și pe limitator.

Discurile de etanșare se construiesc, de obicei, de 1,2 pînă la 1,8 mm lățime pentru lățimi ale canalelor din scaunul supapei $b = 4-6$ mm. Valorile mai mari sînt corespunzătoare valorilor lățimilor canalelor mai mari pentru discurile de etanșare de diametre de 160—200 mm.

Se observă că sporirea grosimii discului de etanșare peste o anumită limită poate duce la o micșorare a rezistenței lui, deoarece o dată cu creșterea masei sporește și forța de lovire a discului de scaun și de limitator.

În figura 4 sînt prezentate, după literatura de specialitate [1], vitezele inelelor de etanșare în momentul lovirii limitatorului de cursă și respectiv ale scaunului, în funcție de turația compresorului și de masa inelului raportată la suprafața sa.

$$\text{Inelul 1 are } \frac{m}{A} = 2{,}71 \text{ kgs}^2/\text{m}^3.$$

$$\text{Inelul 2 are } \frac{m}{A} = 4{,}36 \text{ kgs}^2/\text{m}^3.$$

Se observă că viteza de lovire a limitatorului de cursă este aproape de două ori mai mare decît viteza de lovire a scaunului supapei. Din această cauză, folosirea plăcilor amortizoare între disc și limitator și folosirea arcurilor lamelare cu același scop a devenit foarte răspîndită (compresoare Oerlikon, Flottman etc.)

Prin folosirea arcurilor lamelare se mărește considerabil durata de funcționare a discurilor de etanșare și se pot alege valori mai mari ale raportului ξ, ceea ce conduce la sporirea debitelor.

Acestea sînt principalele probleme care se pun la proiectarea supapelor automate; în acest articol s-au sistematizat rezultatele experimentărilor mai multor cercetători, precum și cele obținute de autor, pentru a putea fi utilizate cu ușurință de către proiectanți.

Proiectarea judicioasă a acestor importante organe va avea ca rezultat ridicarea indicilor tehnico-economici ai compresoarelor cu piston.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Șapira, M. B.* și *Rumeanțev V. A.* Sporirea durabilității supapelor cu plăci inelare de la compresoare. În: Buletinul Construcțiilor de mașini, nr. 8, 1956.

[2] *Müller, H.* Ermittlung des Ventil Widerstandes und Aufnahme von Huboszilogramen von Verdichtersventilen. În: Z. Kons-truktion, nr. 10, 1959.

[3] *Zaharenko, S. E.* Proțesi vpusca i vînusca v porșnevîh compresorah. Moskva, 1960.

[4] *Bouché, Ch.* Kolbenverdichter, Berlin, 1960.

[5] *Frenkel, M. I.* Metodele de comparație a supapelor cu acțiune automată, după caracteristicile lor statice. NIIHIMMAȘ, 1953.

[6] *Kondratieva, T. F.* Determinarea pierderilor de presiune în supapele unui compresor cu piston, NIIHIMMAȘ, 1953.

Protecția muncii

CZ 621.971.13–783.614.8

Instalație de protecție pentru combaterea accidentelor la presele cu excentric

Ing. OTTO SCHNABEL
Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii

În ramura metalurgiei și construcțiilor de mașini se folosesc pe scară largă prese cu excentric, în special la confecționarea pieselor din tablă.

Muncitorii care deservesc aceste prese pot veni în contact cu organele în mișcare ale acestor utilaje, accidentîndu-se grav (aproape toate accidentele se soldează cu invaliditate permanentă pentru muncitorii accidentați).

Pentru prevenirea acestor accidente și îmbunătățirea condițiilor de muncă la presele cu excentric, Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii de pe lîngă Consiliul Central al Sindicatelor a proiectat, realizat și experimentat în producție, cu rezultate bune, o instalație de protecție care să se adapteze acestor utilaje și care va permite desfășurarea în condiții de securitate a tuturor operațiilor legate de deservirea preselor cu excentric.

Instalația de protecție, care a fost creată în special pentru presele construite în țară, poate fi adaptată total sau parțial și la presele cu excentric de construcție străină.

Această instalație cuprinde următoarele dispozitive :

— dispozitiv de declanșare acționat bimanual ;
— dispozitiv de declanșare acționat cu piciorul ;
— dispozitiv de protecție împotriva loviturilor duble ;
— dispozitiv automat de comutare a regimului de lucru și de protecție ;
— dispozitiv pentru acționarea sistemului de cuplare cu siguranța de blocare a poansonului în caz de pericol.

Dispozitivul de declanșare acționat bimanual este comod, reclamînd din partea muncitorilor un efort minim ; se poate executa în două variante : cu manete sau cu butoane. Protecția asigurată de acest tip de declanșator bimanual este mult superioară aceleia asigurată de alte sisteme, deoarece — fiind combinat cu dispozitivul de acționare a sistemului de cuplare, care dispune de o siguranță de blocare a poansonului în caz de pericol — se exclud posibilitățile de accidentare chiar și în cazul cînd ritmul de lucru este foarte rapid.

Cu ajutorul siguranței, care constă într-un deget suplimentar pentru agățarea călcîiului de pană, poansonul poate fi oprit chiar în timpul cînd execută cursa de coborîre, în cazul cînd muncitorul ridică mîinile de pe manete prea devreme după declanșarea loviturii.

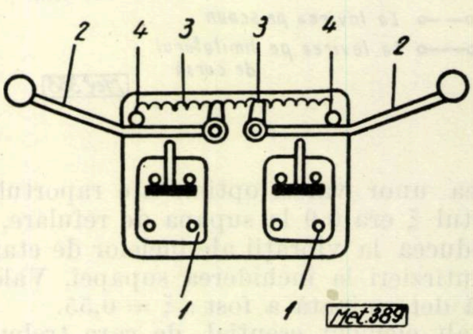


Fig. 1. Dispozitiv de declanșare acționat bimanual :
1–contactor tip Electroaparataj ; *2*–manetă ; *3*–arc ; *4*–opritor.

Dispozitivul de declanșare cu piciorul este folosit pentru operațiile care cer ca mîinile muncitorului să fie libere, ca decupări, sertizări etc. Pedala de acționare a fost în așa fel proiectată încît efortul depus de muncitor să fie cît mai mic.

Pentru a se exclude posibilitatea unei declanșări accidentale, datorită călcării involuntare pe pedală sau căderilor de obiecte grele pe ea, zona de apăsare a fost protejată cu o carcasă de protecție.

Prin intermediul dispozitivului automat de comutare a regimului de lucru și de protecție, dispozitivul de declanșare prin pedală poate fi cuplat cu dispozitivul contra loviturilor duble, care are menirea de a nu permite repetarea loviturilor presei atunci cînd dispozitivul de declanșare rămîne acționat. În funcție de poziția în care s-a introdus cheia în dispozitivul automat de comutare a regimului de lucru și de

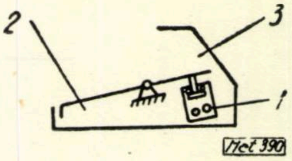


Fig. 2. Dispozitiv de declanșare cu piciorul :
1 – contactor tip Electroaparataj ; *2*–pedală ; *3*–carcasă.

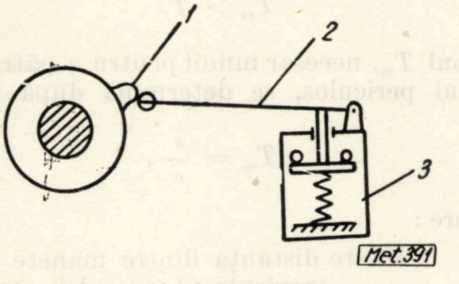


Fig. 3. Dispozitiv de protecție împotriva loviturilor duble :
1 — camă ; *2* — pîrghie ; *3* — contactor tip Electroaparataj.

protecție, dispozitivul de protecție contra loviturilor duble poate fi cuplat pentru declanșarea bimanuală sau cu piciorul. În ambele cazuri, cama fixată pe arborele presei acționează asupra contactelor dispozitivului de protecție contra loviturilor duble, comandînd decuplarea penei automat, pentru fiecare rotație.

Dispozitivul automat pentru comutarea regimului de lucru și de protecție constituie organul coordonator al întregii instalații. El cuprinde două relee și un comutator cilindric cu patru poziții. Comutatorul tip CV—62 este acționat de o cheie specială, care este scoasă după fixarea regimului de lucru. Cu aceasta se exclude complet posibilitatea de schimbare, de către persoane necompetente, a regimului de lucru și de protecție.

Cele patru poziții ale comutatorului sînt următoarele :

— poziția de repaus, care nu permite funcționarea presei ;

— comanda bimanuală cu siguranță contra loviturilor duble ;

— comanda prin pedală cu siguranță contra loviturilor duble ;

— comanda prin pedală fără siguranță contra loviturilor duble (folosită la prelucrarea benzilor în matrițe închise).

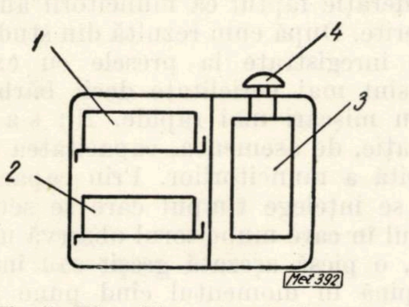


Fig. 4. Dispozitiv automat de comutare a regimului de lucru și de protecție :
1 și *2* — releu tip RIA3 ; *3* — comutator voltmetric CV62 ; *4* — cheie de comutare.

Declanșarea loviturii este asigurată de dispozitivul pentru acționarea sistemului de cuplare.

Regimul de comandă și protecție al presei se stabilește conform schemei electrice, în funcție de contactele comutatorului cilindric, închise cu cheia de comutare.

La comutarea bimanuală se închid contactele *14—13* și *21—22*. În momentul realizării acestor contacte bobina releului *I* este pusă sub tensiune, închizînd astfel contactele *1—2* și *3—4* ale releului *I*.

Pentru declanșarea loviturii presei, se apasă pe ambele manete ale declanșatorului bimanual, întrerupînd contactele normal închise și închizînd contactele normal deschise ale contactoarelor montate în acest dispozitiv. Electromagnetul *E*, fiind alimentat, acționează sistemul de cuplare al presei (bobina electromagnetului este alimentată atît timp cît se apasă pe ambele brațe). Cama montată fix pe arborele presei acționează la fiecare rotație asupra dispozitivului contra loviturilor duble *C*, deschizînd pentru un timp foarte scurt contactul, care în mod normal este închis, al contactorului. În momentul întreruperii acestui contact se întrerupe și alimentarea bobinei releului *I* și, implicit, alimentarea electromagnetului *E*. În momentul apăsării pe brațele declanșatorului bimanual *A*, alimentarea releului *I* se face prin contactele sale *3—4*. În mod similar se stabilesc circuitele și pentru comanda prin pedală. În acest caz contactele *9—10* și *17—18* se vor închide cu ajutorul cheii de comutare.

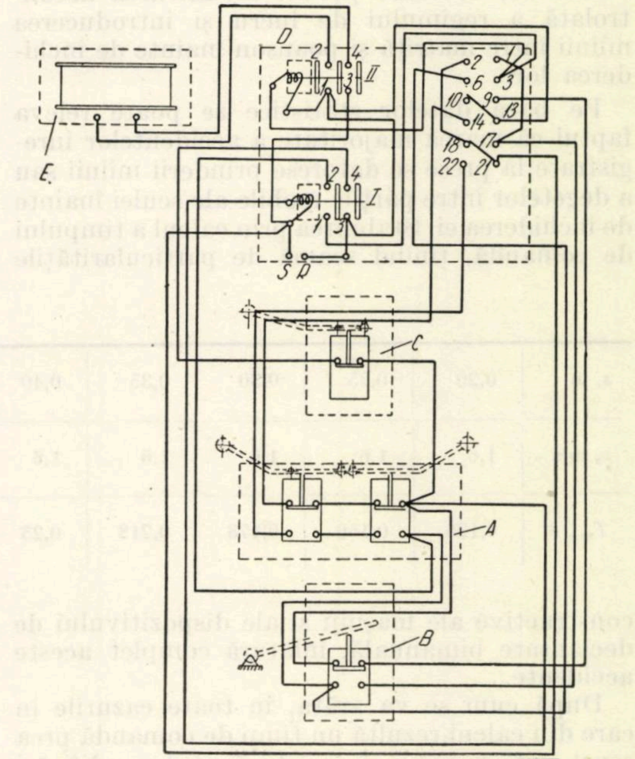


Fig. 5. Schema electrică.

Pentru lucrul continuu din bandă de tablă se scot din funcțiune dispozitivul contra loviturilor duble *C* și releul *I*. Cheia de comutare va închide, în acest caz, contactele *1—2* și *3—6* ale comutatorului cilindric. Atît timp cît se apasă pe pedala *B*, se închide circuitul de alimentare al electromagnetului *E* prin intermediul releului *II*.

În vederea adaptării instalației de protecție la presele cu excentric existente, este necesar să se verifice în prealabil prin calcul timpul de comandă, deoarece de acesta depinde în mare măsură securitatea muncii în cazul declanșării bimanuale.

Metoda de calcul prezentată poate fi folosită și la verificarea eficacității dispozitivelor de declanșare bimanuală cu acționare mecanică care se găsesc în exploatare. Acestea, pe lîngă faptul că obligă pe muncitori să depună un efort fizic obositor, nu asigură de obicei o protecție suficientă, deoarece permit modificarea necontrolată a regimului de lucru și introducerea mîinii între matriță și poanson înainte de închiderea lor.

Pe baza datelor statistice se poate releva faptul că marea majoritate a accidentelor înregistrate la prese se datoresc prinderii mîinii sau a degetelor între părțile mobile ale sculei înainte de închiderea ei. Stabilirea prin calcul a timpului de comandă, ținînd seamă de particularitățile constructive ale mașinii și ale dispozitivului de declanșare bimanuală, înlătură complet aceste accidente.

Tabela 1

s, m	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70
v, m/s	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6	1,6
T_m, s	0,125	0,156	0,178	0,218	0,25	0,281	0,312	0,344	0,375	0,406	0,437

După cum se va arăta, în toate cazurile în care din calcul rezultă un timp de comandă prea scurt, este necesar să se aducă unele modificări cuplajului cu pană existent al mașinii.

Timpul de comandă, factor hotărîtor pentru protecția asigurată de declanșatorul bimanual la prese

Timpul de comandă este intervalul de timp în care muncitorul apasă cu ambele mîini manetele sau butoanele dispozitivului de declanșare bimanuală. Timpul de comandă trebuie să fie atît de lung încît, după eliberarea manetelor, mîna să nu aibă timp să ajungă la sculă înainte ca spațiul dintre partea fixă și cea mobilă a sculei să se fi redus la înălțimea de cel mult 8 mm.

Dacă se notează cu T timpul măsurat din momentul declanșării, necesar pentru ca poansonul să ajungă pînă la o distanță de 8 mm deasupra părții fixe a matriței, și cu T_m timpul necesar mîinilor pentru a parcurge distanța dintre manetele sau butoanele de comandă și zona periculoasă a sculei, pentru a nu fi posibilă prinderea mîinilor în matriță, trebuie ca:

$$T_m > T.$$

Timpul T_m, necesar mîinii pentru a pătrunde în spațiul periculos, se determină după relația:

$$T_m = \frac{s}{v},$$

în care:

s este distanța dintre manete și zona periculoasă a sculei;

v — viteza de mișcare a mîinii.

Distanța dintre manete și zona periculoasă s este determinată de construcția presei și de modul de amplasare a dispozitivului de declanșare bimanuală.

Viteza de mișcare a mîinilor v diferă în limite restrînse de la om la om.

În literatura de specialitate se indică, ca bază de calcul, viteza de deplasare a mîinilor la deservirea pieselor cu excentric: $v = 1,6$ m/s.

În tabela 1 se dă T_m în funcție de distanța dintre manetele sau butoanele de comandă și zona periculoasă a sculei.

Pentru timpii indicați în tabelă nu s-a luat în considerație faptul că muncitorii au mobilități diferite. După cum rezultă din studiul accidentelor înregistrate la presele cu excentric, femeile sînt mai periclitate decît bărbații, întrucît au mișcări mai rapide. Nu s-a luat în considerație, de asemenea, capacitatea de reacție diferită a muncitorilor. Prin capacitate de reacție se înțelege timpul care se scurge din momentul în care muncitorul observă un defect în sculă, o piesă așezată greșit sau înțepenită etc. și pînă în momentul cînd pune mîna în mișcare pentru a remedia defectul constatat.

Pentru stabilirea timpilor de comandă se pleacă de la cazurile cele mai defavorabile, adică se consideră mobilitatea muncitorului celui mai rapid și o excelentă reacție a reflexelor, presupunînd că mîna ajunge în spațiul periculos dintre părțile sculei imediat după eliberarea manetelor.

Timpul consumat de berbecul presei pentru cursa de coborîre, care corespunde unei rotiri cu 180° a axului presei, se poate împărți astfel:

T_{α_1} — timpul care se scurge din momentul în care berbecul pornește din punctul mort superior pînă cînd ajunge la o distanță de 8 mm deasupra matriței; în acest interval de timp, axul presei se rotește cu α_1^0;

T_β — timpul care se scurge din momentul în care berbecul a coborît de la distanța de 8 mm deasupra matriței și pînă cînd ajunge în punctul mort inferior, respectiv pînă la închiderea completă a sculei. În acest interval de timp axul presei se rotește cu $\beta°$.

Muncitorul se poate accidenta numai în intervalul de timp T_{α_1}, deoarece în intervalul T_β nu există pericol de pătrundere cu mîna în sculă.

În figura 6 sînt indicate unghiurile α_1 și β, în funcție de cursa presei cu excentric.

La presele cu excentric obișnuite cu cuplaj cu pană, nu există posibilitatea opririi berbecului în timpul cursei de coborîre. Dacă muncitorul care deservește presa apasă pe manetele sau pe butoanele declanșatorului bimanual, indiferent de construcția acestuia, și înaintează apoi imediat cu mîna în sculă, el se poate accidenta dacă $T_m < T_{\alpha_1}$.

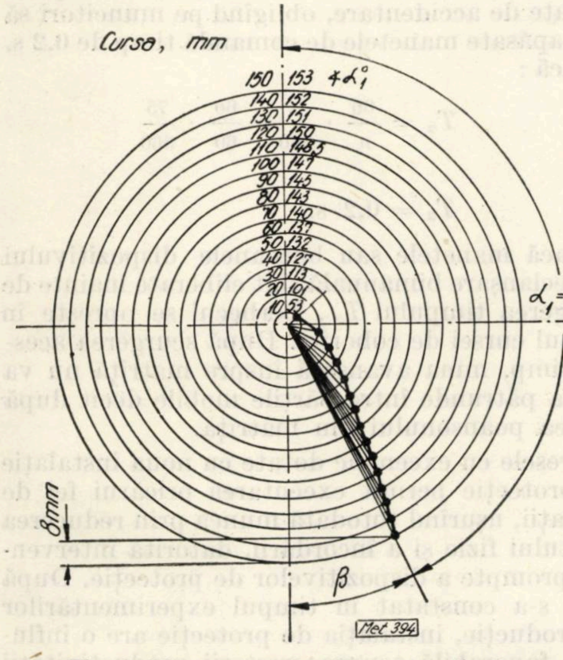


Fig. 6. Diagrama unghiurilor în funcție de cursa maximă a presei.

Timpul cuprins între momentul apăsării manetelor de comandă și ajungerea berbecului la 8 mm deasupra punctului mort inferior se exprimă prin relația:

$$T = T_C + T_{\alpha_1},$$

în care: T_C este timpul necesar pentru ca pana eliberată de degetul de agățare să sară în cea mai apropiată degajare de cuplare a volantului cu axul presei și depinde de turația volantului presei și de numărul de decuplări:

$$T_C = \frac{60}{n \cdot d},$$

în care:

n este turația volantului, t/min;

d — numărul de decuplări;

T_{α_1} — timpul scurs din momentul în care se pot elibera manetele de comandă, în urma realizării cuplării cu volantul, pînă la ajungerea berbecului în poziția nepericuloasă inferioară, adică la 8 mm deasupra punctului mort inferior:

$$T_{\alpha_1} = \frac{60}{n} \cdot \frac{\alpha_1'}{360}.$$

Pentru ca o presă cu excentric să poată fi înzestrată cu un dispozitiv de declanșare bimanuală, fără să fie nevoie de o transformare a sistemului de agățare a penei de cuplare, trebuie să se îndeplinească condiția:

$$T_m > T \text{ sau } T_m > T_C + T_{\alpha_1};$$

în caz contrar sistemul trebuie modificat.

Cea mai eficace transformare este aceea bazată pe introducerea unui deget suplimentar de agățare (fig. 7) sau a unei coroane cu dinți de agățare.

În acest caz principiul de funcționare este următorul:

În momentul decuplării, degetul de agățare *1* eliberează călcîiul de pană care, sub acțiunea arcului său, cuplează axul cu volantul. Dacă muncitorul nu ține manetele declanșatorului bimanual apăsate pînă cînd călcîiul de pană trece și de degetul de agățare *2*, acestea — revenind — îl agață, oprind berbecul presei în timpul cursei de coborîre. În acest caz, unghiul $\alpha_1 = \alpha + \gamma$ care determină timpul T_α și T_γ, astfel încît:

$$T_{\alpha_1} = T_\alpha + T_\gamma.$$

T_α este timpul cît sînt apăsate ambele manete sau butoane ale declanșatorului bimanual. În acest timp în care axul se rotește cu $\alpha°$ și care este mai mare decît timpul T_m, necesar ajungerii mîinii în zona periculoasă a matriței, muncitorul se poate accidenta. Datorită modificării cuplajului cu pană prin introducerea unui deget suplimentar, relaţia :

$$T = T_C + T_{\alpha_1} \text{ devine } T = T_C + T_\alpha + T_\gamma .$$

Timpul T_C nu mai prezintă importanţă, prin faptul că manetele trebuie să fie apăsate pînă cînd călcîiul de pană a trecut de ultimul deget de agăţare. Timpul T_α nu prezintă de asemenea importanţă, deoarece mîinile muncitorului trebuie să apese pe manete.

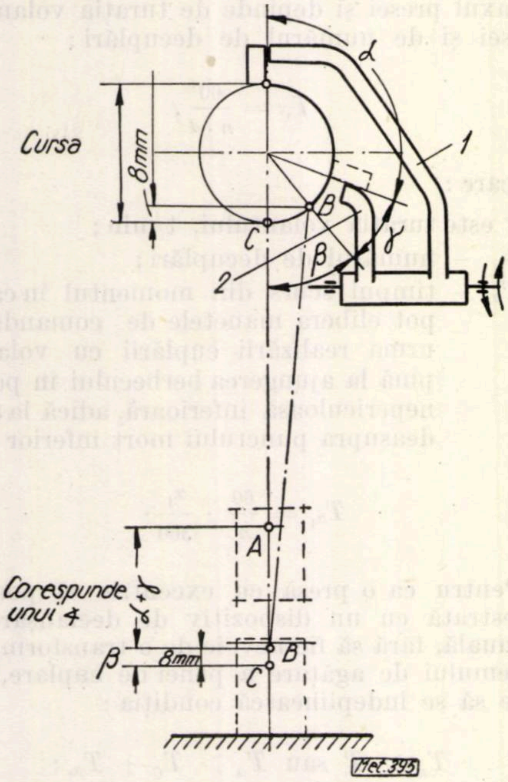


Fig. 7. Cuplaj cu pană modificat :
1 – deget de agăţare superior ; *2* – deget de agăţare inferior ;
A – punctul mort superior ;
B – poziţia situată la 8 mm deasupra punctului mort inferior ;
C – punctul mort inferior.

Dacă muncitorul eliberează manetele în intervalul de timp T_α, berbecul este oprit în cursa de coborîre, datorită intervenţiei degetului suplimentar.

Securitatea lucrului depinde, în acest caz, numai de dimensionarea unghiului γ.

În adevăr, dacă $T_\gamma < T_m$ muncitorul nu se poate accidenta.

Determinarea unghiului γ reprezintă problema de bază la transformarea cuplajului cu pană.

Pentru exemplificare, se consideră o presă cu excentric cu următoarele caracteristici :

— cursa maximă $c = 75$ mm ;
— turaţia volantului presei, $n = 60$ rot/min ;
— distanţa dintre manete şi zona de pericol, $s = 300$ mm.

Condiţia de bază pentru asigurarea securităţii în timpul lucrului, în cazul cuplajului modificat, este :

$$T_m > T_\gamma$$

$$T_m = 0{,}187 \text{ s} ; \quad T_\gamma = \frac{60}{n} \cdot \frac{\gamma}{360}$$

Deci :

$$0{,}187 > \frac{60 \cdot \gamma}{n \cdot 360},$$

de unde :

$$\gamma < \frac{0{,}187 \cdot n \cdot 360^\circ}{60}$$

$$\gamma < \frac{0{,}187 \cdot 60 \cdot 360^\circ}{60}$$

de unde :

$$\gamma < 67^\circ.$$

Din diagrama din figura 1 rezultă, pentru cursa $c = 75$ mm, un unghi $\beta = 30^\circ$.

Pentru întreaga cursă de coborîre, axul se roteşte cu 180°. Deci : $\alpha + \beta + \gamma = 180^\circ$. Din această relaţie se află valoarea unghiului α :

$$\alpha = 180 - 30 - 67, \text{ deci : } \alpha = 75^\circ.$$

Între feţele active ale primului şi ultimului deget de agăţare trebuie să existe un unghi de cel puţin 75°.

T_α, care reprezintă timpul de comandă, va asigura desfăşurarea lucrului la presă fără posibilitate de accidentare, obligînd pe muncitori să ţină apăsate manetele de comandă timp de 0,2 s, fiindcă :

$$T_\alpha = \frac{60}{n} \cdot \frac{\alpha}{360} = \frac{60}{60} \cdot \frac{75}{360}$$

sau

$$T_\alpha = 0{,}2 \text{ s.}$$

Dacă manetele sau butoanele dispozitivului de declanşare bimanuală sînt eliberate înainte de scurgerea timpului T_α, berbecul se opreşte în timpul cursei de coborîre. După scurgerea acestui timp, mîna avansată înspre matriţă nu va putea pătrunde între părţile mobile decît după ieşirea poansonului din matriţă.

Presele cu excentric dotate cu noua instalaţie de protecţie permit executarea oricărui fel de operaţii, uşurînd totodată munca prin reducerea efortului fizic şi a încordării, datorită intervenţiei prompte a dispozitivelor de protecţie. După cum s-a constatat în timpul experimentărilor în producţie, instalaţia de protecţie are o influenţă favorabilă asupra creşterii productivităţii muncii.

Concluzii

O condiţie esenţială pentru asigurarea protecţiei la presele dotate cu astfel de instalaţie este verificarea timpului de comandă şi a cuplajului cu pană. Numai dacă există posibilitatea întreruperii prompte a cursei berbecului în caz de pericol, dispozitivul de declanşare bimanual asigură o protecţie absolută a muncitorului care deserveşte presa. Aceasta este în special valabil în cazurile cînd se va introduce instalaţia de protecţie la presele care se găsesc în prezent în exploatare.

Instalaţia de protecţie la presele cu excentric prezintă următoarele avantaje :

1. Presupunînd rezolvarea corectă în raport cu funcţionarea cuplajului, comanda bimanuală prezintă o protecţie sigură contra accidentelor cauzate de :

— întîrzierea retragerii mîinii din spaţiul periculos ;

— introducerea ulterioară a mîinii în spaţiul periculos ;

— repetarea cursei ;

— ambreierea cuplajului în timp ce motorul de acţionare se află în repaus ;

— ambreieri defectuoase sau întîrziate.

2. Sistemul oferă protecţie la cele mai periculoase operaţii de presare, adică acolo unde manipularea manuală a materialelor se execută chiar în matriţe deschise.

3. Asigurarea protecţiei nu depinde de acţiunile juste sau nejuste ale muncitorului.

4. Sistemul de protecţie nu îngreuiază accesul în spaţiul de lucru al presei, care rămîne întotdeauna liber şi poate fi controlat în timpul lucrului.

5. Sistemul poate fi adaptat şi la cele mai grele tipuri de prese cu excentric.

BIBLIOGRAFIE

1. *Tomarov, M. M.* Tehnica securităţii la matriţarea la rece a pieselor din tablă (traducere din limba rusă). I.D.T., Bucureşti.
2. *Zubţov, M. E.* Tehnologia ştanţării la rece (traducere din limba rusă). Editura Tehnică, Bucureşti, 1953.
3. *Morozov, D. P.* Principiile de bază ale dispozitivelor electrice de acţionare (traducere din limba rusă). Editura Tehnică, Bucureşti, 1952.
4. *Petzold, J.* Protecţia muncii la prese (traducere din limba cehă). I.D.T., Bucureşti, 1960.
5. *Otaszk, P.* Accidentele la prese şi prevenirea lor. În : Urazove pojisteni, nr. 7, 1953.
6. *Horbaszewski, I.* Dispozitive de pornire a preselor cu ambele mîini. În : Ochrona pracy, nr. 7–8, 1952.

Invenţii

Perfecţionări referitoare la extragerea cadmiului din zinc. *Titular: Metallurgical Developpment Company, Nassau, Bahamas. Brevet R.P.R. nr. 2147/41248.*

Invenţia constă într-un procedeu de îmbogăţire a zincului în cadmiu, prin răcirea în vid a vaporilor de zinc cu un conţinut de cadmiu şi prin condensarea parţială a acestor vapori. Astfel, vaporii de zinc necondensaţi se îmbogăţesc în cadmiu.

De preferinţă, condensarea se efectuează în două faze: pe un corp solid de zinc răcit, zincul lichid este colectat într-o zonă lichidă, iar o parte din vapori cu conţinut de cadmiu mărit sînt recondensaţi pe un aliaj cadmiu-zinc.

O aplicaţie a acestei invenţii constă în obţinerea zincului cu conţinut redus de cadmiu dintr-un curent de plumb topit care circulă printr-un condensator, pentru a recupera vaporii de zinc din gazele unui cuptor de topire.

Cadmiul se găseşte în cantităţi mici în minereurile de zinc. Orice cantitate de cadmiu din şarjă este redusă şi volatizată împreună cu zincul, cadmiul fiind dizolvat în plumbul topit în interiorul condensatorului.

(Acest material a fost redactat de către Biroul de brevete şi invenţii pentru străinătate de pe lîngă Camera de Comerţ a R.P.R.)

Dispozitiv de încărcare cu braţ oscilant pentru vehicule sau utilizări similare. *Titular: firma Baas G.m.b.H., Hamburg, R.F.G. Brevet R.P.R. nr. 2150/41251.*

Invenţia se referă la un dispozitiv de încărcare cu braţ mobil cu furcă, folosit la remorchere, tractoare etc. Furca este prevăzută cu unelte de lucru montate articulat, adaptate — ca mărime şi dimensiuni — greutăţii materialului care urmează să fie încărcat.

Potrivit invenţiei, distanţa dintre capetele furcii poate fi reglată în aşa fel, încît între ele să poată fi montate unelte de lucru de diferite mărimi. Această îmbunătăţire constructivă duce la o mare simplificare în fabricarea diferitelor unelte de lucru şi la eliminarea contragreutăţilor.

(Acest material a fost redactat de către Biroul de brevete şi invenţii pentru străinătate de pe lîngă Camera de Comerţ a R.P.R.)

Instalaţie pentru vopsire electrostatică. *Titular: Vörös Csillag Traktorgyár, Budapesta, R.P.U. Brevet R.P.R. nr. 2259/41360.*

Sistemele moderne cunoscute de vopsire electrostatică, folosind efectul unui cîmp electrostatic asupra obiectelor ce trebuie vopsite, prezintă dezavantajul că nu pot fi aplicate la obiecte cu suprafaţă neregulată, deoarece particulele de vopsea nu pătrund în porţiunile cave, datorită efectului reciproc dintre componenta de viteză — de origine mecanică — şi liniile de forţă ale cîmpului.

Invenţia lui Vörös Csillag elimină acest dezavantaj prin instalarea pistoanelor de pulverizare a vopselei, comandate automat, nu în afara, ci la marginea spaţiului electrostatic.

Astfel, practic, se înlătură componenta de viteză de origine mecanică şi particulele de vopsea sînt acţionate numai de liniile de forţă electrostatice.

Instalaţia poate fi executată în diferite variante constructive, toate bazate pe acest principiu, şi asigură, în mod economic, o acoperire perfect uniformă a suprafeţelor de vopsit.

(Acest material a fost redactat de către Biroul de brevete şi invenţii pentru străinătate de pe lîngă Camera de Comerţ a R.P.R.)

Documentare

Programul de forjare într-un combinat siderurgic mixt şi construcţia atelierelor de forjă necesare. În: *Stahl und Eisen*, nr. 18, 1961, p. 1 172.

O serie de ateliere mari de forjă se dezvoltă sau se proiectează în cadrul combinatelor siderurgice mixte care cuprind întregul proces de fabricaţie a produselor de oţel: furnal-oţelărie-laminor-forjă. Un astfel de atelier de forjă pentru un program determinat la care s-a prevăzut nivelul cel mai avansat în domeniul forjării este proiectat pentru o capacitate lunară de peste 25 000 t. Pentru grupa de piese forjate liber, cuprinzînd bare şi alte semifabricate, rotoare de turbine şi arbori cotiţi, cilindri de laminat la cald şi la rece, arbori cu flanşă şi dornuri de fabricat ţevi, revin circa 15 000 t pe lună.

Pentru confecţionarea materialului rulant cu grupele principale de roţi pline şi bandaje, s-au prevăzut în medie 12 000 t pe lună. Aceste secţii, împreună cu atelierele pentru tratamente termice, au fost grupate într-un complex compus din trei hale. Atelierele mecanice şi forja de matriţare sînt separate. Transportul între hale şi ateliere este proiectat pentru linii ferate cu ecartament normal, precum şi pentru vehicule fără şine.

Combustibilul prevăzut pentru cuptoare este, după condiţiile economice, cocsul, gazul mixt, gazul metan sau păcura. Pentru acţionarea preselor hidraulice s-a prevăzut o instalaţie centrală de pompe. La forja de matriţare s-a prevăzut o instalaţie de pompe separată, pentru a se evita conductele lungi. Hala anexă în care sînt instalate pompele poate să cuprindă şi staţia de transformatoare, precum şi maşinile pentru exploatarea instalaţiilor de tratamente termice.

Pentru forjarea liberă, dintre diferitele variante de amplasare se va alege varianta care asigură efectuarea transportului blocurilor la cuptoare, fără a se împiedica continuitatea proceselor de forjare. Două prese de 6 000 t, respectiv 2 400 t, sînt aşezate transversal avînd căi proprii pentru macarale de forjat. Într-o parte a halei sînt grupate cuptoarele de forjă şi gropile de răcire, iar în cealaltă parte, cuptoarele de recoacere, cuptoarele adînci, curăţătoria, controlul etc. În complexul clădirii fiind instalate mai multe prese, pentru acţionare s-a prevăzut un acumulator. Presiunea apei este produsă cu trei pompe cu pistoane şi reductoare. Distribuţia principală şi auxiliară se execută electrohidraulic. Pentru acţionarea oleohidraulică, s-a prevăzut o instalaţie de pompe de ulei cu acumulator. Aceste instalaţii asigură forjarea rapidă cu consum de putere minim de prese. Se asigură o precizie mărită prin reglajul cursei, atingîndu-se la instalaţiile mici 120 curse/min, la forjarea de finisare.

Presa mare cu trei trepte de presiune de 2 000, 4 000 şi 6 000 t — împreună cu presa de 2 400 t, care este înzestrată cu alte două trepte de 800 şi 1 600 t, — permite forjarea blocurilor de 5—250 t.

Presele mari sînt prevăzute cu manipulatoare pe şine cu forţă de ridicare de 60, 80, respectiv 35 t, astfel încît pentru acoperirea tuturor transporturilor ar ajunge o singură macara. Pentru încălzirea blocurilor de forjat există cuptoare cu vatră mobilă de diferite mărimi; ele se instalează transversal într-o hală alăturată, spaţiul din hala forjei fiind liber pentru transportul blocurilor şi alte lucrări. S-au prevăzut cuptoare cu propulsie pentru blocuri pînă la 15 t. Toate cuptoarele sînt înzestrate cu arzătoare de joasă presiune. Presiunea gazului se prevede la 100—200 mm col. apă și presiunea aerului la 200—300 mm col. apă. Cuptoarele sînt prevăzute cu recuperatoare construite din oțel inoxidabil, pentru încălzirea aerului de ardere, care sînt dispuse grupat ca recuperatoare-turn în spatele cuptoarelor sau sub formă de recuperatoare în canal. Toate aparatele de măsură și reglare sînt instalate pe o platformă. Toate cuptoarele au reglajul automat al temperaturii, al amestecului de ardere și al presiunii, care lucrează cu comandă după program. Pentru tratamentele termice după forjare, există cuptoare adînci cu capace rabatabile și cuptoare de recoacere încălzite cu gaz, cu vatră mobilă. Pentru tratamentele cu flacără sînt instalate conducte pentru oxigen și gaz.

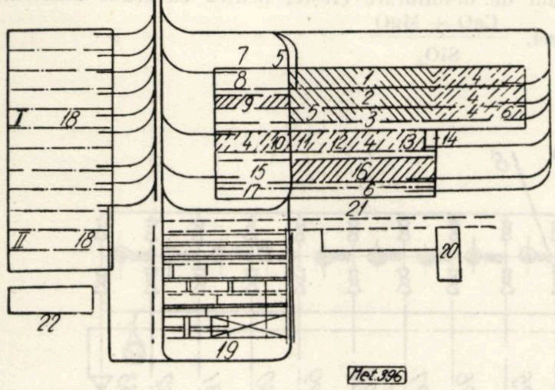


Fig. 1. Planul de așezare a atelierelor de forjă și de prelucrări aferente: *1* — secția de laminat și presat roți pline; *2* — secția de laminat bandaje mici și inele; *3*—secția de laminat inele mari; *4* — instalația de tratamente termice; *5* — hala cuptoarelor; *6*— hala depozitului; *7* — depozitul de blocuri și semifabricate; *8* — secția de fasonat piese mici prin forjare liberă; *9*— hala pentru control;; *10* — mașini pentru instalații de tratamente termice; *11* — lăcătușărie; *12* — casa pompelor; *13* — centrala electrică; *14* — turn; *15* — hale de recoacere și presare; *16* — hale de forjare și presare; *17* — locuri de spălat; *18* — atelier mecanic; *19* — forjă de matrițare; *20* — birouri; *21* — drum; *22* — birouri și spălător.

În hala pieselor mici se forjează blocuri de 5 t, aduse direct din oțelăria alăturată sau din depozitul de semifabricate laminate al halei. Sînt prevăzute cuptoare de preîncălzire, cuptoare cu propulsie și cuptoare cu vatră mobilă pentru încălzire la temperatura de forjare. Materialul se forjează la trei grupuri de agregate, după gama de greutăți. Fiecare grup constă în agregate (ciocane sau prese) de preforjare și de finisare. Este de remarcat tendința de extindere a preselor la dimensiunile mici care erau înainte rezervate ciocanelor, ceea ce se datorește instalațiilor productive de acționare și comandă automată a preselor. Această hală este utilată cu: o presă de 600 t cu automanipulator de 15 t; o presă de finisat de 400—500 t cu automanipulator de 7,5 t; trei ciocane de 3 t cu automanipulator de 3 t; un ciocan de finisat cu manipulator pe pneuri de 3 t; un ciocan de 1,5 t și un ciocan de finisat de 0,5 t, cu manipulatoare pe pneuri de 1,5 t. Aerul comprimat pentru ciocane este preluat din rețeaua uzinei, avînd presiunea de 6—7 at sau este produs într-o centrală proprie cu suflante sau cu compresoare rotative. Aerul pentru ciocane este preîncălzit la circa 270°C în recuperatoarele cuptoarelor. Ciocanele sînt înzestrate cu servocomenzi. Se prevăd fundații amortizatoare de vibrații. Presele mici sînt pe o coloană și au comenzi oleohidraulice după program. Pentru tratamentele termice ale arborilor forjați există o instalație formată din cuptor de austenitizare, baie de apă și ulei și cuptor de recoacere, care asigură funcționarea continuă. Există mașini automate cu arzătoare pentru tratamente cu flacără, cu comenzi electronice. Toate operațiile de cîntărire se execută cu cîntare electronice. Produsele forjate sînt supuse unui control amănunțit și se curăță parțial cu mașini automate de polizat. Lucrările de îndreptare se execută la presa orizontală de îndreptat, de 600 t, cu comandă oleohidraulică, prevăzută cu dispozitive de transport.

Confecționarea roților pline și a discurilor se execută într-o instalație de forjare automatizată, care atinge pînă la 500 roți pe schimb în succesiune de 1 min, din cuptor pînă la patul de răcire. Hala cuprinde depozite de semifabricate, debitare, cuptoare de încălzit, instalații de presat, laminat, și depozite pentru produse finite și scule. Materialul debitat și sortat pe calități ajunge, printr-un dispozitiv de transport și un dispozitiv pneumatic de încărcare, într-un cuptor rotativ tip Carusel care funcționează automat, fiind încălzit în patru zone la 1 250°C, cu producția de 40 t/h. Blocul cald este trecut prin dețunderizator la o linie de presare și ajunge la patul de răcire, la instalația de tratat termic, la secția de îndreptare și în depozit. Într-o hală paralelă se execută bandaje și inele în greutăți de 100—600 kg, pînă la 2 000 mm diametru. Forja de matrițare este instalată într-un complex de hale, între care transporturile se fac cu vehicule fără șine. S-a prevăzut o instalație pentru sudura de încărcare a gravurilor defecte. Agregatele de forjat sînt dispuse în linii, unde se prelucrează piese pentru angrenaje, biele și arbori cotiți care, în prealabil, au fost preforjate la laminoare de preforjat și la ciocane.

Linia ciocanelor rapide forjează în matriță în special piese mici, avînd mașini moderne acționate electric. Există o linie de forjat cu mai multe matrițe, cuptoare cu propulsii și rotative, o instalație de încălzit prin inducție pentru piese pînă la 50 mm Ø și instalații de tratament termic, toate cu funcționare continuă.

Funcționarea cu gaz natural a cuptorului-tunel pentru temperaturi înalte. În: *Ogneupori*, nr. 9, 1961, p. 404—408. La uzina de produse refractare din Semiluki funcționează un cuptor-tunel pentru temperaturi înalte, folosind drept combustibil gazul natural de proveniență din regiunea orașului Stavropol. Proiectul cuptorului a fost elaborat de către Institutul unional de refractare.

Puterea calorică a gazului este: $Q = 8\,560$ kcal/Nm^3.

Compoziția gazului: 98,0% CH_4; 0,5% $C_2H_6 + C_3H_8$; 0,02% C_4H_{10}; 1,18% N_2; 0,3% CO_2.

Temperatura teoretică de ardere a gazului este de 2 065°C.

Temperatura de aprindere este de 645—850°C.

Cuptorul servește pentru arderea produselor refractare cu conținut înalt de alumină și a șamotei.

Temperatura maximă de ardere a diferitelor sortimente de produse refractare se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

Produsul	Conținutul de $Al_2O_3 + TiO_2$, %	Temperatura de ardere, °C
Cărămidă pentru caupere	45	1 420—1 450
Cărămidă pentru vatră de furnal, produse simple și complexe fasonate	62	1 420—1 500
Produse fasonate	72	1 550
Șamotă (brichete presate plastic)	67—69	1 620—1 630
Șamotă (brichete presate plastic)	80—85	1 640—1 660

Lungimea cuptorului: 156 m; lățimea: 3,2 m; înălțimea de la platforma vagonetului pînă la boltă: 1,1 m.

În cuptor se pot încărca 52 vagonete de 3 m lungime fiecare. Fiecare poziție a cuptorului-tunel corespunde cu lungimea unui vagonet. Bolta cuptorului este căptușită cu refractare cu conținut înalt de Al_2O_3 și cu șamotă.

Căptușirea pereților cuptoarelor este executată, în zona de ardere și parțial în zonele de încălzire și răcire, din cărămidă cromo-magnezitică, iar în celelalte părți ale cuptorului, din șamotă clasa A.

Uzura cărămizilor din boltă se manifestă prin despicarea muchiilor aflate în spațiul de lucru. S-au comportat mai bine cărămizile cu conținut ridicat de șamotă. Uzura refractarelor cromo-magnezitice pentru pereți se manifestă prin formarea de structuri friabile.

În zona de ardere a cuptorului, alimentarea cu gaz natural se face prin nouă perechi de arzătoare simetric amplasate pe laturile vagonetelor, conform figurii 1.

Consumul de gaz natural variază în limitele de 500—800 m³/h. Gazul natural este alimentat în cuptor la presiunea de 0,6 at.

Presiunea de lucru a gazului la arzătoare, în funcţie de consum, variază în limitele de 320—450 mm col. apă.

Pentru arderea gazului se face alimentarea cu aer cald şi rece în proporţiile şi la presiunile corespunzătoare consumului de gaz.

Vagonetele se deplasează în tunelul cuptorului, fiind acţionate de un împingător cu melc de 100 t capacitate.

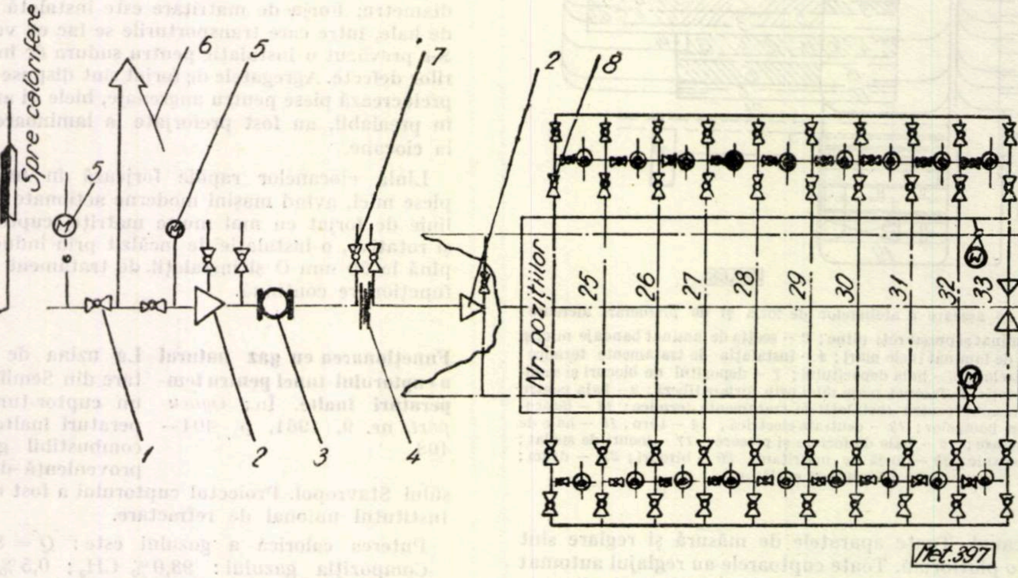


Fig. 1. Schema de amplasare a arzătoarelor de la cuptorul-tunel pentru temperaturi înalte:
1 – robinet-vană; 2 – regulator de presiune; 3 – ventil de siguranţă; 4 – diafragmă pentru măsurarea debitului; 5 – manometru; 6 – faclă; 7 – ventil de închidere; 8 – robinet-vană

Durata cursei împingătorului este de 2′20″. Împingătorul este blocat cu cele două şubere de la intrarea şi ieşirea cuptorului-tunel. În perioada de împingere a vagonetelor, intrarea cuptorului se închide cu ajutorul unei antecamere autopropulsate.

Productivitatea cuptorului este de opt vagonete pe schimb.

Cuptorul-tunel este automatizat. Schema de automatizare prevede reglarea temperaturii date, prin schimbarea alimentării cu gaz şi aer în funcţie de scăderea presiunii stabilite în interiorul cuptorului-tunel.

Funcţionarea normală a cuptorului este asigurată prin stabilizarea depresiunii în cuptor, prin alimentarea cu aer, prin presiunea şi consumul de gaz natural.

Experienţa exploatării cuptorului pentru temperaturi ridicate, funcţionînd cu gaz natural, confirmă posibilitatea funcţionării sale în orice regim de temperatură pînă la 1 660°C.

Arderea produselor refractare cu conţinut înalt de alumină, de diferite forme şi în greutate pînă la 40 kg, prin schimbarea schemei de încărcare a cuptorului asigură indicii calitativi corespunzători.

Arderea brichetelor cu conţinut înalt de alumină asigură o bună calitate a şamotei, dar nu este rentabilă din cauza consumului specific ridicat de combustibil şi a lucrărilor manuale de încărcare-descărcare.

Din cauza modificărilor frecvente în regimul de ardere, cauzate de conţinutul diferit de Al_2O_3 în produse şi de necesitatea arderii şamotei, durata de serviciu a căptuşelii în zonele de ardere şi în zona bolţii se reduce considerabil.

În scopul stabilirii unei funcţionări normale a cuptorului-tunel, la uzina de refractare se va da în exploatare un cuptor rotativ automat pentru arderea şamotei cu conţinut ridicat de alumină.

Desulfurarea fontei prin electroliza zgurei. În: *Foundry Trade Journal*, 23 martie 1961, şi *Fonderie*, nr. 185, 1961.

Ionii de calciu şi magneziu eliberaţi din zgură în urma electrolizei au o mare afinitate pentru sulful din fonta lichidă, cu care formează sulfuri insolubile, care se ridică la suprafaţă şi trec în zgură. La rîndul lor, acestea sînt oxidate la anod, dînd SO_2, care se degajă din zgură. Intensitatea reacţiei continue care are loc între zgură şi metal se reduce pe măsură ce gradul de desulfurare creşte, pentru că scade bazicitatea zgurei, $\frac{CaO + MgO}{SiO_2}$.

Această reducere este cauzată de trecerea unei părţi din atomii de calciu sau magneziu în fontă, unde acţionează ca inoculanţi, putînd duce în anumite cazuri la obţinerea nodulizării grafitului.

Probele s-au topit într-un cuptor electric cu creuzet de grafit, în care 100 g zgură topită au fost menţinute la 1 500°C pe tot timpul operaţiei. După introducerea fontei s-a stabilit o diferenţă de potenţial electric între zgură şi metal în scopul electrolizei.

Compoziţia chimică a fontelor şi zgurelor folosite în cadrul experienţelor făcute este dată în tabelele 1 şi 2.

Tabela 1

	Compoziţia, %				
Nr.	C	Si	Mn	P	S
A	2,50	1,30	0,40	0,150	0,720
B	2,55	6,29	0,60	—	0,119
C	1,97	1,03	0,03	0,275	1,100
D	3,60	1,98	0,09	0,221	0,065

Tabela 2

	Compoziţia, %				
Nr.	SiO_2	Ca	Mg	Al_2O_3	Zgura
1	31,5	32,00	—	13,8	Acidă de convertizor
2	26,0	12,77	10,21	—	De cuptor electric
3	24,25	19,65	—	—	—
4	15,62	28,70	—	10,8	Bazică de convertizor
5	35,00	50,00	15,00	—	Sintetică
6	—	—	—	—	Sintetică

Gradul de desulfurare este proporţional cu bazicitatea zgurei (fig. 1), cu conţinutul de carbon şi de sulf al fontei şi cu timpul de electroliză.

Aşa cum se vede din tabela 3, cu cît conţinutul de carbon este mai mare, cu atît desulfurarea este mai intensă, ca şi în cazul unui conţinut iniţial mare de sulf.

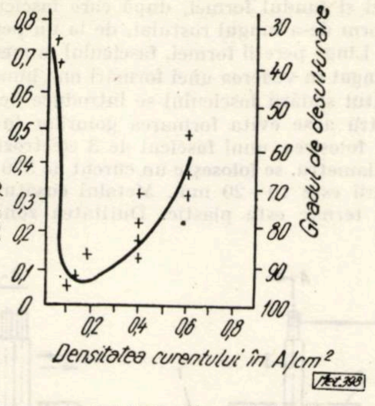


Fig. 1. Gradul de desulfurare în funcţie de bazicitate $\frac{CaO + MgO}{SiO_2}$ a zgurei: fonta B, C, D; zgură nr. 2 şi 3; 3,5 – 4 V, 0,4 A/cm², 30 mm.

Tabela 3

Proba nr.	Bazicitatea zgurei	C %	S %		Desulfurare, %
			înainte	după	
52	1,10	3,47	0,065	0,021	68
53		4,05	0,065	0,018	72
51	1,34	3,61	0,065	0,018	72
59		4,70	0,062	0,014	77
60	1,35	4,21	0,056	0,030	46
63		3,70	0,062	0,053	14
57	1,40	4,37	0,058	0,018	69
58		4,44	0,058	0,014	76

Desulfurarea creşte cu voltajul pînă la o valoare optimă, deasupra căreia curentul devine mai puţin stabil, apoi intensificarea curentului scade, din cauza zgurei care se îngroaşă în jurul anodului.

Densitatea optimă a curentului, independentă de compoziţia zgurei, se reglează în funcţie de reacţie şi degajarea de oxigen la anod (fig 2). O reacţie violentă măreşte rezistenţa şi micşorează capacitatea de desulfurare. Dacă însă densitatea curentului este insuficientă, se poate produce o inversare în electroliză.

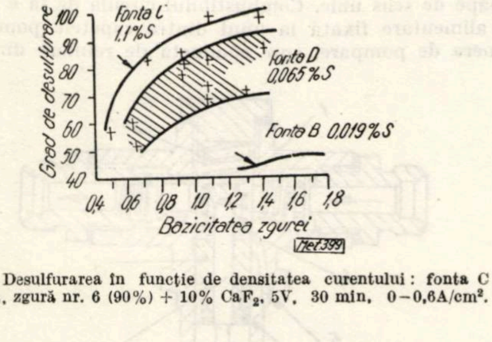


Fig. 2. Desulfurarea în funcţie de densitatea curentului: fonta C cu 1,1%, zgură nr. 6 (90%) + 10% CaF_2, 5V, 30 min, 0 – 0,6A/cm².

Desulfurarea prin electroliza zgurei este o metodă eficace şi foarte economică, îndeosebi în cazul fontelor cu conţinut ridicat în sulf, cînd este nevoie să se recurgă la injectarea unor desulfuranţi energici, ca magneziul sau carbura de calciu.

Gradul de desulfurare poate atinge 97%, deci mult mai mare ca la orice alt procedeu. Se recomandă să se lucreze cu zgură de bazicitate mare, cu fontă cu conţinut ridicat de carbon, tensiunea şi densitatea curentului fiind limitate de stabilitatea curentului.

Călirea întreruptă pentru prelucrarea prin deformare la cald a oţelurilor rapide. Harvey, R. F. În: *Metal Treatment*, vol. **28**, nr. 193, octombrie 1961.

În principiu, călirea întreruptă pentru prelucrarea prin deformare la cald (Marworking) a oţelurilor constă în presarea oţelului în stare austenitică. Această operaţie se efectuează în domeniul de temperaturi cuprins între M_s (începutul formării martensitice) şi cotul perlitic (temperatura corespunzătoare formării perlitei în cel mai scurt timp, indicată de diagrama transformare-temperatură-timp a oţelului respectiv), conform schemei din figura 1.

Cercetările efectuate asupra oţelurilor rapide au arătat că la prelucrarea acestora prin presare, în stare austenitică, deformarea provoacă o ecruisare şi transformarea unei părţi din austenită în martensită. Pe lîngă aceasta, în timpul ulterioarei răciri pînă la temperatura ambiantă, se produce şi transformarea normală a austenitei în martensită. În felul acesta, cantitatea totală de martensită formată este mai mare decît aceea care s-ar putea obţine la aceste oţeluri, fără întreruperea călirii. Ca urmare, oţelurile astfel tratate au o duritate mai mare şi caracteristici mecanice îmbunătăţite.

Procedeul descris poate deci să fie aplicat cu succes la fasonarea completă sau parţială a sculelor aşchietoare de oţel rapid, în stare austenitică, realizîndu-se economii la confecţionarea acestor scule. Datorită caracteristicilor lor îmbunătăţite, oţelurile rapide astfel tratate devin mai avantajoase decît sculele cu plăcuţe din metal dur sau cele din material ceramic.

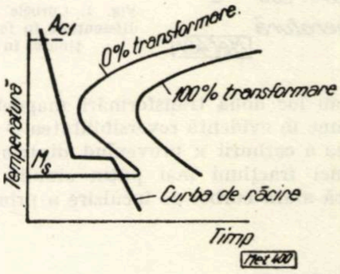


Fig. 1.

Punctul Curie al carburii de fier hexagonale ε. În: *La Technique Moderne*, nr. 11, 1961.

S-a stabilit că într-un oţel carbon călit martensitic revenirea face să apară carbura ε, care la creşterea temperaturii – se transformă în carbură ϰ, care – la rîndul ei – evoluează spre cementită. Deoarece la această temperatură carbura ε este feromagnetică şi carbura ϰ paramagnetică, transformarea este întovărăşită de o dispariţie treptată a feromagnetismului, şi la răcire apare anomalia Curie a noii varietăţi de carbură.

S-au efectuat încercări de mărire a conţinutului de siliciu, pentru ca această temperatură de transformare să fie deplasată dincolo de punctul Curie al carburii ε.

Într-o primă serie de încercări, s-au folosit următoarele oţeluri:

– oţelul 1 – 1,1% C; 0,7% Mn; 0,5% Ni; 0,54% Si;
– oţelul 2 – 1,4% C; 0,7% Mn; 0,5% Ni; 1,81% Si;
– oţelul 3 – 1,4% C; 0,7% Mn; 0,5% Ni; 2,74% Si;
– oţelul 4 – 1,4% C; 0,7% Mn; 0,5% Ni; 3,14% Si.

Curbele termodilatometrice diferenţiale, completate cu cele termomagnetometrice corespunzătoare, arată succesiunea următoarelor fenomene în timpul unui singur ciclu de încălzire la 600°C cu viteza de 300°C/h (fig. 1).

La dilatarea termică din timpul încălzirii se suprapune întîi o contracţie datorită revenirii martensitei cu micşorarea proporţiei de carbură ε, o dilatare produsă de descompunerea austenitei reziduale, apoi o contracţie importantă datorită transformării ε – ϰ şi apoi o transformare progresivă a carburii ϰ în cementită, astfel încît la răcire apare numai anomalia Curie a cementitei. Curbele de răcire sînt identice pentru cele patru oţeluri studiate. Atunci cînd conţinutul de siliciu este mai ridicat, descompunerea austenitei reziduale are loc la o temperatură mai mare şi se suprapune transformării carburii ε, astfel încît contracţia rezultantă este mai redusă. Temperatura de descompunere spontană a carburii ε, caracterizată printr-o contracţie importantă, este cu atît mai mare, cu cît conţinutul de siliciu este mai mare.

Oţelurile 3 şi 4 au fost supuse în prealabil unei reveniri a martensitei la 250°C, pentru a rezulta carbura ε. În figura 2 se arată că primul ciclu termomagnetic prezintă la încălzire o scădere progresivă a magnetismului pînă la 470 °C, urmată de o creştere între 470 şi 500°C, datorită descompunerii austenitei reziduale.

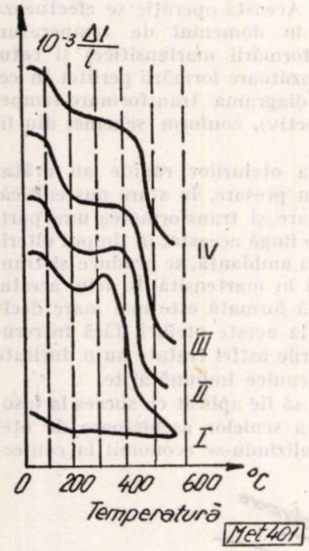


Fig. 1. Curbele dilatometrice diferenţiale în funcţie de conţinutul în siliciu.

La răcire, au loc două transformări magnetice; cel de-al doilea ciclu pune în evidenţă reversibilitatea — cea a carburii ε stabilă şi cea a carburii ϰ provenind dintr-o transformare parţială a unei fracţiuni mai puţin stabile a carburii ε; aceasta explică alura curbei de încălzire a primului ciclu.

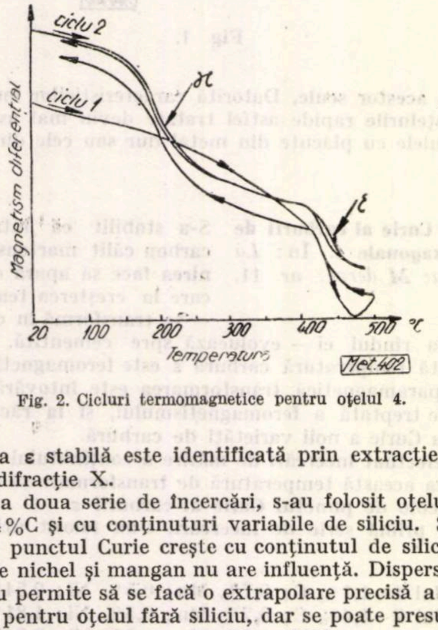


Fig. 2. Cicluri termomagnetice pentru oţelul 4.

Carbura ε stabilă este identificată prin extracţie electrolitică şi difracţie X.

Într-o a doua serie de încercări, s-au folosit oţeluri cu 1, 1,2 şi 1,4%C şi cu conţinuturi variabile de siliciu. S-a constatat că punctul Curie creşte cu conţinutul de siliciu; conţinutul de nichel şi mangan nu are influenţă. Dispersia rezultatelor nu permite să se facă o extrapolare precisă a punctului Curie pentru oţelul fără siliciu, dar se poate presupune că această temperatură este de 400—450°C.

Sudarea în baie, cu fascicul de electrolizi a inelelor. În: *Svarocinoe proizvodstvo*, nr. 8, 1961.

Inelele din oţel pătrat de 60 × 60 mm se execută prin îndoire şi sudarea cap la cap cu electrozi de tipul E-50. În acest scop, marginile se prelucrează în V pe ambele părţi. Timpul total de execuţie a unei îmbinări este de 60—70 min.

În vederea măririi productivităţii muncii şi a îmbunătăţirii calităţii sudurii, se aplică metoda sudării manuale cu arc electric în baie, cu fascicul de electrozi. Sudarea se execută conform schemei din figură, în care îmbinarea inelului *1* se realizează într-o formă de cupru demontabilă *2*, care se prinde pe inel cu ajutorul unor dispozitive de strîngere. Fasciculul de electrozi *3* este format din 3—5 electrozi, care se introduc în rostul dintre margini. Arcul se amorsează între fasciculul de electrozi şi fundul formei, după care fasciculul se deplasează uniform de-a lungul rostului, de la un perete al formei la celălalt. Lîngă pereţii formei, fasciculul se menţine un timp mai îndelungat în vederea unei formări mai bune a metalului.

La sfîrşitul sudării fasciculul se introduce de cîteva ori în zgură pentru a se evita formarea golurilor în partea superioară. La folosirea unui fascicul de 3 electrozi UONI-13/55 de 5 mm diametru, se foloseşte un curent de 570—630 A. Rostul cusăturii este 10—20 mm. Metalul cusăturii şi al zonei influenţate termic este plastic. Duritatea zonei influenţate termic nu depăşeşte, la oţelul 40, 210 HB în zona cea mai încălzită. Structura sudurii este ferito-perlitică. Productivitatea sudării creşte de 5—7 ori în comparaţie cu cea a tehnologiei utilizate pînă în prezent şi nu mai este necesară teşirea muchiilor. Forma se îndepărtează după ce îmbinarea s-a răcit la o temperatură de 20—30°C.

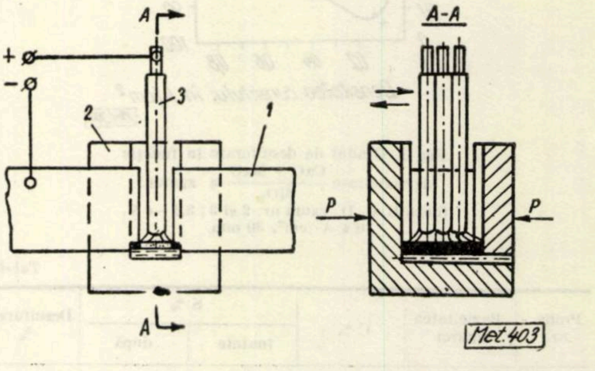


Fig. 1. Schema sudării îmbinării cap la cap cu fascicul de electrozi.

Pompă de alimentare. În: *Automobile Engineer*, nr. 11, 1961.

Această invenţie urmăreşte realizarea unei pompe de alimentare de dimensiuni mult mai reduse decît cele ale pompelor obişnuite folosite pentru alimentarea pompelor de injecţie ale motoarelor cu ardere internă.

Corpul *1* al acestei pompe, de forma unui T, este prevăzut cu un piston plonjor liber, aşezat în ramura verticală, şi cu supape de sens unic. Combustibilul circulă de la o conductă de alimentare fixată la unul dintre capetele pompei, prin camera de pompare, spre conducta de refulare din capătul celălalt. Pistonul plonjor *3*, în care se deplasează tija *2*, alunecă în partea de jos a corpului pompei. Un resort de compresiune *7*, care se sprijină pe un taler *4* fixat pe tija *2*, se opune deplasării pistonului *3* spre punctul mort interior. Mişcarea axială a acestui piston este limitată într-o direcţie

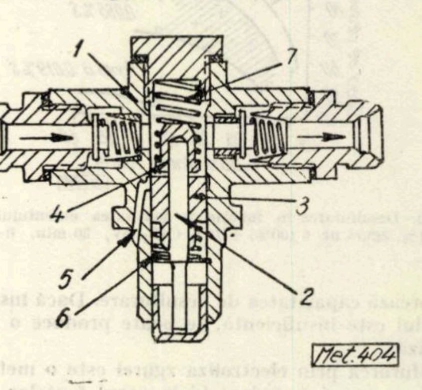


Fig. 1.

de partea inferioară a talerului *4*, iar în direcţia opusă, printr-un resort de compresiune *6*, care este sprijinit pe un inel elastic montat într-un canal prevăzut în corpul *1* al pompei. În timpul cursei de refulare, pistonul *3* se sprijină pe talerul *4* atît timp cît presiunea de refulare este normală, dar este obligat să se dezlipească de acesta atunci cînd presiunea de refulare creşte. Atunci cînd această presiune este numai puţin mai mare decît cea normală, pistonul *3* este limitat în mişcarea sa de du-te-vino şi nu mai ia parte la acţiunea de pompare; la o presiune de refulare mai mare, însă, pistonul *3* este împins şi deschide un orificiu de scurgere *5*, practicat în peretele corpului pompei, prin care combustibilul suplimentar este întors în rezervor.

Articulaţie cardanică. În: *Automobile Engineer*, nr. 11, 1961. Se prezintă o articulaţie cardanică pentru un ax cardanic de vehicul, ale cărui lagăre cu ace sînt înlocuite cu bucşe de cauciuc. Această construcţie prezintă următoarele avantaje:

— se evită necesitatea ungerii;
— operaţia de montaj este simplă;
— se obţine un anumit grad de flexibilitate la torsiune.

Articulaţia este de tipul Hooke cu două furci *1* şi *2* şi cu o cruce *4*. Fiecare orificiu al furcii este prevăzut cu o bucşă metalică *3* cu guler, conică în interior. Gulerul se sprijină pe faţa exterioară a furcii. Cele patru bucşe de cauciuc *5* sînt de formă conică, cu găuri paralele, şi sînt fixate pe fusurile cu guler ale crucii cu ajutorul unor plăci fixate cu şuruburi strînse în capetele fusurilor. Aceste şuruburi servesc pentru precomprimarea bucşelor de cauciuc; plăcile au un diametru suficient de mare pentru a presa cauciucul pe gulerul bucşei conice *3*.

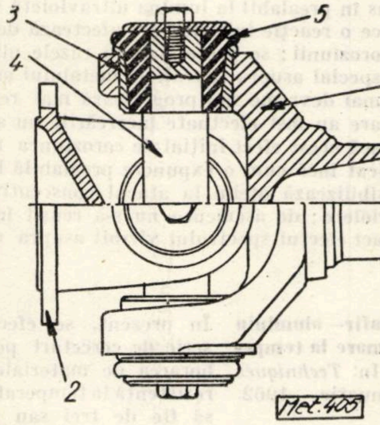


Fig. 1.

Cîrlig de tracţiune. În: *Automobile Engineer*, nr. 11, 1961. Se prezintă un cîrlig de tracţiune pentru un tractor greu; cîrligul este articulat şi poate fi zăvorît fie în poziţie deschis, fie în poziţie închis, printr-un mîner cu acţiune de zăvorîre în două poziţii. După cum se vede din figură, cîrligul *1* se poate roti pe axul *3* din corpul *2*, care este fixat pe peretele din spate al vehiculului. Deasupra axului *3*, în continuarea cîrligului, se găseşte axul *9*, de care este legat capătul interior al mînerului *6*; acesta oscilează în jurul axului *6* printr-un braţ scurt *7*, care este legat de un ax de oscilaţie *8* din corpul *2* al cîrligului.

Atunci cînd mînerul *5* este împins înainte, cîrligul este deschis şi prelungirea lui superioară se sprijină de un limitator al suportului *2*. Atunci cînd mînerul *5* este împins înapoi, se sprijină pe acelaşi limitator al suportului, şi cîrligul este zăvorît în poziţia închis. Afară de sistemul de zăvorîre în două poziţii, pentru a asigura zăvorîrea cîrligului în poziţia închis, acesta este prevăzut cu un resort *4*, care apasă pe capătul din faţă al braţului *7*, fiind zăvorît de un cui introdus în orificiul *10*.

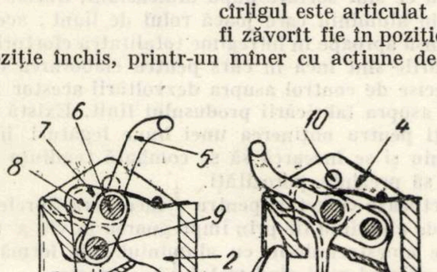


Fig. 1.

Realizări în industria oţelului. Potrivit calculelor efectuate de specialiştii sovietici, productivitatea anuală a cuptoarelor Martin din U.R.S.S. a crescut cu aproape două milioane tone.

Sporirea considerabilă a productivităţii cuptoarelor Martin este, după părerea metalurgiştilor sovietici, calea cea mai economică pentru dezvoltarea rapidă a industriei oţelului; potrivit calculelor unor specialişti, producţia de oţel a U.R.S.S. poate fi dublată (adică poate fi ridicată la 150 milioane tone anual) numai prin intensificarea proceselor de elaborare a şarjelor şi prin mărirea dimensiunilor cuptoarelor Martin, cu prilejul reparaţiilor capitale. La unele cuptoare reconstruite s-a reuşit să se reducă la jumătate durata elaborării unei şarje, mărindu-se în acelaşi timp capacitatea cuptoarelor.

Aplicarea pe scară largă a oxigenului, care accelerează procesul de elaborare a şarjei şi a gazelor naturale pentru încălzirea cuptoarelor, accelerarea încărcării materialelor, noile metode de reparaţii şi de reconstrucţie a cuptoarelor Martin, constituie principalele direcţii ale modernizării procesului de producţie în industria oţelului înfăptuite în U.R.S.S.

Dezvoltarea oxizilor pe suprafaţa cuprului. În: *Technical News Bulletin*, august 1961. Pentru a se studia mecanismul de corodare a metalelor s-au efectuat cercetări în laborator asupra dezvoltării peliculelor subţiri de oxid de pe suprafaţa cuprului (se ştie că pe suprafaţa acestuia se formează atît oxid cupros cît şi oxid cupric) şi anume efectul diferitelor concentraţii de oxigen asupra dezvoltării şi stabilităţii acestei pelicule în anumite condiţii.

Încercările s-au efectuat cu monocristale de cupru de formă cilindrică, de 15 mm diametru şi 25 mm lungime, cu axele paralele la planul cristalografic (110) ceea ce a permis să se taie faţete paralele la planele (110), (111), (100) şi (311). Probele au fost montate astfel încît peliculele depuse să poată fi măsurate, pe măsură ce se formau pe aceste plane, cu ajutorul unui spectrometru polarizant sau „elipsometru" care poate indica grosimea lor cu o aproximaţie de ± 3 angstromi sau şi cu mai mare precizie prin folosirea procedeelor care exploatează indicele de refracţie.

În cursul încercărilor preliminare s-au cufundat probele într-o soluţie de oxigen şi apă în care oxigenul are o presiune de o atmosferă; apoi s-a modificat mediul de experimentare şi s-au efectuat încercări comparative cu un conţinut de oxigen de 1% (presiunea de o atmosferă a fost menţinută prin adăugare de heliu) şi în atmosfera de 10% şi 20% oxigen şi heliu.

Rezultatele obţinute arată că:

La conţinuturi scăzute de oxigen, oxidul cupros este faza stabilă; stratul atinge o grosime mai mare decît în cazul cînd oxidul cupric devine fază stabilă.

În toate cazurile, planul cristalografic (III) este planul în care oxidarea este cea mai lentă, probabil deoarece cedează mai greu electroni decît toate celelalte planuri ale structurii cubice cu feţe centrate care caracterizează cuprul.

Acoperiri protectoare la temperaturi foarte înalte. În : *Tehniques mondiales*, februarie, 1962.

Pentru protejarea metalelor s-au elaborat o serie de materiale de acoperire care la temperaturi înalte se umflă astfel încît bariera izolantă care ia naştere este capabilă să reziste un timp îndelungat la temperaturi foarte ridicate. În cursul încercărilor efectuate cu aceste materiale s-a constatat că metalul acoperit nu atinge decît temperaturi de 175°C atunci cînd materialul cu care este acoperit este expus timp de o oră la o flacără cu temperatura de aproximativ 1 100°C. Acest material este format dintr-un amestec care conţine fosfat de amoniu, un poliol şi o amină precum şi un adaos de carbon şi alte materiale necesare pentru a menţine stabilitatea termică şi mecanică a produsului.

Acest produs se livrează sub formă de pulbere care, amestecată cu apă, se aplică la fel ca şi o vopsea ; sub formă de pastă poate umple eventualele cavităţi. Protecţia este asigurată imediat după aplicare, dar este mai eficientă după ce amestecul s-a uscat (circa o oră pentru un amestec format din patru părţi pulbere şi o parte apă).

Nou procedeu electrolitic pentru finisarea rapidă a pieselor confecţionate din aliaje dure. În : *La practique des industries mécaniques*, ianuarie, 1962.

În S.U.A. s-a pus la punct un nou procedeu de prelucrare electrolitică pentru finisarea pieselor confecţionate din aliaje foarte dure într-o durată de timp de zece ori mai redusă decît aceea de prelucrare pe maşinile-unelte obişnuite. Prin noul procedeu, metalul este înlăturat nu prin formare de arc electric, scîntei sau încălzire, ci prin trecerea directă a curentului electric între electrolit şi piesa care se prelucrează.

Curentul electric sustrage electroni din piesă, transformînd atomii de la suprafaţă în ioni încărcaţi pozitiv care se dizolvă în electrolit. Noua metodă este interesantă deoarece eficacitatea ei nu depinde de duritatea metalului, astfel încît poate soluţiona problema prelucrării celor mai dure metale. De exemplu, o piesă forjată brut sau o bară metalică (anod) este aşezată între electrozi (catod) ; electrolitul este adus sub presiune între electrozi şi piesă.

Cu ajutorul aparatului electrolitic s-au prelucrat paletele turbinelor cu reacţie, în stare brută forjată cu toleranţe de 0,075 mm ; operaţia a durat 5—10 min în timp ce prin polizare dura 1—2 ore. Se pot folosi şi aparate electrolitice pentru gravură cu ajutorul căruia această operaţie se poate efectua de exemplu în 50 min faţă de 7—10 ore prin prelucrare obişnuită. Cu ajutorul acestor aparate se pot efectua găuri circulare sau de formă neregulată în aliaje care nu se pot fora în mod obişnuit. Unul dintre marile avantaje ale acestui sistem este, în afara timpului de prelucrare redus, şi o foarte bună calitate a suprafeţei prelucrate. De asemenea, se remarcă şi alte avantaje : dat fiind că scula nu exercită o presiune asupra piesei, se pot prelucra piese foarte subţiri fără nici un fel de deformaţie, şi pe suprafaţa piesei nu are loc nici o schimbare de structură.

Acest procedeu diferă de celelalte procedee de electroliză prin aceea că :

— se pot produce piese complet prelucrate cu cavităţi ;

— nu foloseşte polizoare care se rotesc ;

— puterea este furnizată de o maşină simplă de rectificat în locul circuitelor electronice complexe.

Densitatea curentului folosit este de 1 500 A/m^2 şi tensiunea de 3—12 V pentru o viteză de pătrundere de 1,25 — — 2,5 mm/min.

Pentru cea mai mare parte a operaţiilor este suficient un curent de 100—500 A. Electrozii, care nu se uzează, pot fi confecţionaţi din orice material bun conductor de electricitate. Soluţia care serveşte ca electrolit diferă după materialul care se prelucrează.

Efecte corosive ale razelor solare asupra oţelurilor. În : *Corrosion*, iunie, 1961.

Pînă în prezent s-a considerat că acţiunea corosivă a razelor solare asupra oţelului este neglijabilă faţă de ceilalţi factori ; recent s-a constatat că este necesar să se ţină seama de acest factor de coroziune, în special atunci cînd radiaţia solară incidentă nu este constantă cantitativ sau de aceeaşi natură.

S-au efectuat încercări în laborator şi s-a constatat că, atunci cînd suprafaţa sa este acoperită de un filtru de apă, oţelul este atacat de razele solare mai repede sub un filtru albastru decît sub un filtru roşu.

Aceste încercări de laborator au fost confirmate de experienţe efectuate pe epruvete din oţel aşezate sub filtre de sticlă turnată care lasă să treacă numai anumite radiaţii din spectru, care s-au expus în atmosferă timp de 4 luni. S-a constatat că lumina ultravioletă este aceea care atacă cel mai rapid metalul şi că radiaţia infraroşie pare să fie mai corosivă decît o radiaţie în care ar fi asociată cu spectrul roşu.

Una din observaţiile interesante este aceea că la suprafaţa unui oţel expus în prealabil la lumina ultravioletă sau infraroşie se produce o reacţie iniţială care afectează dezvoltarea ulterioară a coroziunii ; se presupune că razele ultraviolete acţionează în special asupra suprafeţei metalului astfel încît atacul începe mai devreme sau progresează mai repede, dar condiţiile în care au fost efectuate încercările nu au permis să se deosebească acest efect iniţial de coroziunea ulterioară şi nu s-a explicat încă cum o expunere prealabilă la lumina infraroşie sensibilizează oţelul la atacul consecutiv al unei radiaţii ultraviolete ; de asemenea nu s-a reuşit încă să se stabilească exact efectul spectrului vizibil asupra coroziunii metalului.

Produse din safir—aluminiu cu rezistenţă mare la temperaturi înalte. In: *Techniques mondiales*, ianuarie, 1962.

În prezent, se efectuează o serie de cercetări pentru elaborarea de materiale a căror rezistenţă la temperaturi înalte să fie de trei sau patru ori mai mare decît aceea a oricărui aliaj refractar existent.

Pentru început s-au efectuat încercări cu aluminiul care are un punct de topire scăzut (650°C).

S-a obţinut un produs cu proprietăţi interesante, plecîndu-se de la aluminiu : prin încălzirea acestuia la 1 200 — —1 650°C într-o atmosferă de hidrogen şi vapori de apă, au luat naştere fibre de safir sintetic ; aluminiul se evaporă şi se transformă în oxid care se depune sub formă de cristale mai mici sau mari (fire subţiri sau cristale aciculare) care pot suporta eforturi de tracţiune de sute de mii de kg/cm^2 ; forma acestor fibre şi rezistenţa lor la tracţiune variază cu diferiţi factori : temperatura, debitul de gaz, umiditatea lui etc. După ce sînt sortate după dimensiuni, fibrele se încorporează în aluminiu care joacă rolul de liant ; aceste fibre suportă însă aproape în întregime totalitatea eforturilor.

Încercările sînt încă în curs pentru elaborarea unor mijloace precise de control asupra dezvoltării acestor fibre sintetice şi asupra fabricării produsului finit. Există oarecare dificultăţi pentru obţinerea unei bune legături între safir şi aluminiu şi se încearcă să se combată tendinţa ca acest material să prezinte porozităţi.

Se efectuează cercetări pentru a încorpora fibrele de safir în masa de aluminiu fie prin impregnarea în vid a metalului topit, fie amestecîndu-le cu aluminiul sub formă de pulbere şi încălzind pînă cînd metalul se topeşte.

Recenzii

L. M. MARIENBAH. **Metallurghiceskie osnovî vagranocinovo proțessa.** (Bazele metalurgice ale procesului de cubilou). Moscova, Editura Mașghiz, 1960, 328, p. 119 figuri, 61 tabele și bibliografie.

Procesul de elaborare a fontei în cubilou, deși este cunoscut de peste 200 ani, abia în ultimul timp a căpătat o dezvoltare mai mare.

În prezent cubiloul nu este privit numai ca un agregat termotehnic, ci și ca un cuptor de elaborare, în care au loc procese metalurgice complexe, care trebuie bine cunoscute pentru a obține o fontă de compoziție chimică dată și cu proprietăți mecanice cerute.

Cartea profesorului L. M. Marienbah „Bazele metalurgice ale procesului de cubilou" este una dintre puținele lucrări care prezintă în mod unitar teoria și practica acestor procese.

Lucrarea cuprinde 15 capitole, care tratează cele mai importante probleme legate de procesul de topire a fontei în cubilou.

În capitolul I se analizează problema materialelor de încărcare. Se dau date prețioase privind calitatea diferitelor fonte brute folosite în turnătorii : conținutul de gaze, conținutul de incluziuni, forma și conținutul grafitului, proprietățile mecanice. Rolul calității fontelor brute, ținînd seamă de fenomenul de ereditate, este foarte mare. Se arată care sînt mijloacele de îmbunătățire a calității fontelor brute.

Bazele fizico-chimice ale topirii fontei în cubilou sînt analizate în capitolul II (disocierea carbonaților ; disocierea oxizilor metalelor ; carburarea fierului în contact cu faza $CO-CO_2$; saturarea fierului cu S din gaze ; oxidarea elementelor din fontă ; cinetica reacțiilor chimice ale proceselor din cubilou.

În capitolul III se analizează pe larg procesele de bază care au loc în cele cinci zone ale cubiloului : I – cuva cubiloului ; II – zona de topire ; III – zona de reducere a patului de cocs ; IV – zona de oxidare a patului de cocs și V – creuzetul cubiloului.

Ca și în cazul celorlalte procese metalurgice, compoziția și proprietățile zgurei de cubilou au o influență mare asupra caracterului topirii și a proprietăților fontei. În capitolul IV se analizează formarea zgurei de cubilou, proprietățile ei fizice și mineralogice.

În capitolele V și VI se tratează pe larg problema sulfului și fosforului în procesul de cubilou (procesul de dizolvare a sulfului și fosforului în fontă, metodele de micșorare a conținutului lor).

Comportarea carbonului în procesul de cubilou constituie conținutul capitolului VII. Aici se arată mecanismul carburării metalului solid și lichid și calculul conținutului de carbon în fontă, care poate fi folosit în turnătorii atît în cazul elaborării fontei cenușii cît și a fontei albe (maleabile).

În continuare (capitolul VIII) se arată cum se calculează bilanțul de materiale și cel termic al cubiloului, precum și încărcătura la topirea fontei cenușii (capitolul IX). În aceste capitole se dau numeroase exemple concrete, care ușurează mult înțelegerea metodelor de calcul.

Ținînd seamă de tendința actuală de a produce și folosi în turnătorii cît mai mult fonte cenușii de calitate superioară, autorul tratează în capitolul X metode de elaborare a acestor fonte (folosirea oțelului și a fontei de afinare în încărcătură, modificarea fontelor, alierea, folosirea procedeului duplex de topire a fontei), iar în capitolul XI – condițiile de elaborare și obținere a fontelor cu grafit nodular.

În capitolul XII se arată caracteristicile elaborării fontelor maleabile, insistînd-se asupra metodelor de obținere a fontelor cu carbon scăzut atît în cubilou cît și în alte agregate de topire.

O mare importanță teoretică și practică prezintă capitolul care se ocupă cu procesele metalurgice de topire a fontei în cazul intensificării procesului de cubilou, prin alimentarea îmbunătățită a cubiloului cu aer și folosirea sistemului cu multe rînduri de guri de vînt ; introducerea în cubilouri a aerului preîncălzit și folosirea aerului îmbogățit cu oxigen.

În capitolul XIV se analizează pe larg problema folosirii strunjiturii în cubilou (metodele de protecție a strunjiturii de oxidare în topire, metodele de introducere și procesele care au loc), iar în ultimul capitol (capitolul XV) topirea fontei în cubilou destinată cuptoarelor Martin.

Trebuie menționat faptul că lucrarea cuprinde numeroase date teoretice și experimentale, multe dintre ele fiind originale, obținute în îndelungata activitate de cercetare a colectivului condus de profesorul L. M. Marienbah.

Ar fi fost binevenit dacă lucrarea cuprindea și bazele teoretice și practice ale cubiloului cu cocs și gaz metan, precum și date privind alimentarea suplimentară cu aer a cubilourilor (folosind guri în formă de fantă, guri suplimentare în zona de reducere etc.), probleme care preocupă pe mulți specialiști din țara noastră.

Cartea este scrisă la un înalt nivel tehnico-științific și este recomandată inginerilor și tehnicienilor din turnătorii, precum și cercetătorilor și studenților care lucrează și învață în acest domeniu.

L. Sofroni

Al 26-lea Congres internațional al turnătorilor. (26-i Mejdunarodnîi kongress liteiștikov), Editura tehnico-științifică de stat pentru construcții de mașini, Moscova, 1961, 676 p.

Asociația internațională a turnătorilor organizează congrese anuale, cu participarea delegaților asociațiilor tehnico-științifice din diferite țări afiliate la această asociație și a invitaților din țările neafiliate .

Începînd cu cel de-al 23-lea Congres, care a avut loc în anul 1956 la Düsseldorf-R.F.G., au început să apară în U.R.S.S. monografii conținînd lucrările dezbătute la congres. Pînă în prezent și la noi au fost difuzate aceste monografii, în limba rusă, precum urmează : Al 23-lea Congres internațional al turnătorilor de la Düsseldorf dn 1956, al 24-lea de la Stockholm din 1957 (la aceste două congrese a participat și cîte o delegație romînă), al 25-lea de la Bruxelles din 1958, al 26-lea de la Madrid din 1959 și al 27-lea de la Zürich din 1960 (apărută recent). În pregătire se află editarea lucrărilor celui de-al 28-lea Congres de la Viena din 1961, a căror apariție este anunțată pentru trimestrul III/1962.

Apariția anuală a monografiilor congreselor internaționale constituie un sprijin prețios pentru informarea turnătorilor din țara noastră asupra celor mai noi probleme ce preocupă pe cercetătorii și practicienii turnători din întreaga lume și asupra tendințelor moderne de dezvoltare a tehnicii în acest domeniu.

*

În volumul „Al 26-lea Congres internațional al turnătorilor", apărut la noi la sfîrșitul anului 1961, se prezintă cele 32 de referate susținute în ședințele de lucru ale congresului de la Madrid, între 3–11 octombrie 1959. Referatele au fost prezentate de delegații diferitelor țări, după cum urmează : cinci din Spania, cîte patru din Franța și R.F.G., cîte trei din R. S. Cehoslovacă și Japonia, cîte două din Anglia, Olanda, R. P. Polonă și S.U.A., iar Belgia, Danemarca, India, Italia și Izrael au prezentat cîte un referat.

În același volum se publică 19 referate, prezentate în aceeași perioadă (7–10 octombrie 1959) la sesiunea IV-a a Institutului de fontă și oțel (Instituto del Hierro y del Acero) din Spania, dintre care 17 referate au fost susținute de gazde, iar cîte unul de delegați din Belgia și Elveția.

*

Problema turnării pieselor din fontă sub diferite aspecte a constituit obiectul majorității referatelor tratîndu-se teme în legătură cu calitatea fontelor brute, topirea, modificarea și determinarea proprietăților fizice, mecanice și tehnologice ale fontei.

În două referate s-a tratat problema calității fontelor brute, și anume : condițiile de producere a fontei brute pentru turnarea fontei cu grafit nodular, insistîndu-se asupra necesității controlării minereurilor în conținutul unor elemente ca : Ti, Cu, Al, As, Sn, Sb, Pb etc., care au efect negativ asupra formării grafitului sub formă de nodule, precum şi eficacitatea tratării fontei lichide de furnal prin injectarea oxigenului şi a prafului de var, arătîndu-se modificările favorabile aduse structurii şi compoziţiei fontei prin aplicarea acestei metode.

În probleme de topire s-a prezentat experienţa folosirii cuptoarelor electrice cu inducţie de frecvenţă joasă, s-a arătat influenţa topirii fontei în vacuum asupra compoziţiei chimice, structurii, proprietăţilor mecanice şi a formării suflurilor gazoase şi s-a tratat efectul calităţii cocsului şi în special efectul dimensiunilor acestuia asupra mersului topirii în cubilou.

Fontele modificate şi cu grafit nodular au fost tratate în nouă referate. Astfel se prezintă experienţele obţinerii fontelor de calitate superioară prin folosirea diverşilor modificatori, ca: ferosiliciu, silicocalciu, calciu-siliciu-titan, siliciu-mangan-zirconiu, crom-mangan-siliciu, ferocrom-siliciu şi nichel-siliciu, arătîndu-se modul de folosire a acestora şi efectul fiecărui modificator asupra ridicării proprietăţilor mecanice. Prin prezentarea experienţei obţinerii curente a fontelor cu rezistenţe înalte se insistă asupra eliminării efectului negativ al sulfului, prin trecerea acestuia în sulfiţi.

S-a prezentat clasificarea fontei cu grafit nodular funcţie de grosimea pereţilor pieselor, relaţia între procesul de formare a grafitului nodular şi variaţia tensiunii superficiale a metalului lichid, mărirea vitezei de grafitizare funcţie de ridicarea temperaturii în timpul tratamentului termic, rezultatele încercării de modificare cu prealiaj de Cu-Si-Mg, practica folosirii economice a prealiajului de fero-siliciu-magneziu, influenţa negativă a unor elemente a căror prezenţă împiedică formarea grafitului sub formă de nodule, precum şi problema grafitizării la turnarea centrifugală a tuburilor din fontă cenuşie şi din fontă cu grafit ondular.

Proprietăţile fizice şi mecanice ale fontelor au fost dezbătute într-un grup de referate, care au tratat problema corelaţiei proprietăţilor fizice ale fontei cenuşii funcţie de secţiunea pereţilor pieselor turnate, influenţa normalizării şi călirii izoterme asupra proprietăţilor mecanice ale fontei cu crom-cupru-molibden, controlul formării grafitului, al albirii şi al durităţii fontelor cenuşii efectuat pe probe tehnologice speciale, metodă de stabilire a modulului de elasticitate a fontei şi controlul nedestructiv cu ultrasunete ale epruvetelor de fontă cenuşie.

În cele şapte referate privind turnarea pieselor de oţel s-au tratat probleme legate de apariţia crăpăturilor la cald, propunîndu-se probe tehnologice pentru evaluarea tendinţei de formare a acestora, mecanismul formării microporozităţilor în piesele turnate, s-au prezentat date statistice şi interpretarea procesului de solidificare şi cristalizare, calculul grafic al maselotelor încălzite cu amestecuri exotermice, eficacitatea economică a folosirii maselotelor şi s-a expus un sistem eficace aplicat la evidenţierea şi clasificarea defectelor pieselor turnate de oţel.

Referatele care tratează turnarea pieselor din aliaje neferoase conţin cercetări cu privire la influenţa metodei de turnare asupra proprietăţilor mecanice ale epruvetelor turnate din aliaje de cupru în forme de nisip, studii privind executarea pieselor compacte din bronzuri cu staniu, obţinerea aliajelor de zinc cu rezistenţe ridicate prin alegerea unor compoziţii chimice corespunzătoare, procesul oxidării niobiului, modificările structurale apărute în timpul îmbătrînirii pieselor din aliaje de Al-Mg, studiul segregaţiei eutectoidului alfa-delta în aliaje de Cu-Sn, recomandări cu privire la topirea şi tratamentul termic al aliajului L-214 (Al-Cu-Ti-Mg), tehnologia de topire, turnare şi tratament termic a unor aliaje de aluminiu binare şi ternare, precum şi rezultatele studiilor teoretice şi ale încercărilor practice privind finisarea structurii aliajelor de aluminiu şi a bronzurilor de aluminiu.

Problemele de formare au fost tratate atît sub aspectul materialelor de formare cît şi sub cel al sistemelor de alimentare folosite sau cercetate.

Privitor la materialele de formare s-a prezentat: studiul comportării materialelor de formare la încălziri repetate, capacitatea de culegere a amestecurilor funcţie de coeficientul de frecare internă şi influenţa hidratării argilei asupra proprietăţilor tehnologice de formare, controlul calităţii amestecurilor de formare pe baza concentraţiei ionilor de hidrogen, aplicarea controlului sistematic asupra gradului de îndesare şi umidităţii amestecurilor din formele de turnare, folosirea amestecurilor pe bază de sticlă solubilă şi un studiu complet asupra unor nisipuri naturale din Spania.

În problema de alimentare a pieselor turnate s-a tratat filmarea röntgenografică a jetului de metal în forme coji, cu folosirea amplificatorului de imagini, studiul hidrodinamic al reţelei cu mai multe alimentatoare şi s-a prezentat o analiză economică privind influenţa sistemului de alimentare asupra preţului piesei turnate. Ca aplicaţie practică se prezintă experienţa formării camerelor spirale ale turbinelor hidraulice cu ajutorul unor şabloane speciale.

La punctul diverse, menţionăm referatele care au prezentat problema pregătirii profesionale a turnătorilor şi modul de întocmire a dicţionarului de turnătorie în opt limbi (engleză, franceză, germană, italiană, norvegiană, olandeză, spaniolă şi suedeză), care conţine 2 200 de termeni, făcîndu-se consideraţii generale asupra dicţionarelor tehnice de specialitate şi asupra volumului literaturii tehnice apărute în diferite limbi.

*

Relevăm că studiul în detaliu al unor probleme prezentate în referate, de către turnătorii din institutele de cercetare şi întreprinderile noastre, ar contribui la o rezolvare mai grabnică a unor probleme noi ce le stau în faţă. În acest scop considerăm că publicarea anuală în limba romînă, de către I.D.T. sau Editura tehnică, a materialelor prezentate la congresele anuale — chiar în formă redusă —, selecţionate judicios sub aspectul specificului nostru, ar permite studierea acestora de către cercuri mai largi, ceea ce va conduce la ridicarea nivelului tehnic al turnătoriilor noastre.

Vladimir Holban

Acad. BĂDĂRĂU, E. şi GRUMĂZESCU M. **Bazele acusticii moderne**. Editura Academiei R.P.R., 1961.

Literatura ştiinţifică şi tehnică de specialitate s-a îmbogăţit recent cu o lucrare extrem de valoroasă şi utilă: „Bazele acusticii moderne" de acad. E. Bădărău şi M. Grumăzescu. Într-un volum de 500 pagini, se tratează la un înalt nivel ştiinţific principiile teoretice care stau la baza acusticii moderne.

În mentalitatea multora mai persistă încă concepţia că acustica a rămas în urma celorlalte ramuri ale fizicii, că ar fi o ştiinţă veche, depăşită. Lucrurile stau însă altfel. Datorită descoperirii tuburilor electronice — deci creării posibilităţilor de producere, amplificare, înregistrare şi măsurare obiectivă a sunetelor — acustica nu numai că nu a rămas în urma celorlalte ştiinţe, dar a căpătat în ultimele decenii o dezvoltare foarte mare — dovadă dezvoltarea radiodifuziunii, a cinematografului şi a folosirii ultrasunetelor. Aşa după cum arată autorii în prefaţa lucrării:

„Dintr-o ştiinţă veche, considerată închisă la sfîrşitul secolulului trecut, a devenit o ştiinţă nouă, în continuă dezvoltare, o ştiinţă complexă, cu numeroase ramuri: electroacustica, ultraacustica, hidroacustica, acustica arhitecturală etc.".

„În prezent acustica nu se află numai în preocuparea fizicienilor, ea a stîrnit interesul multor ingineri, arhitecţi, medici. De asemenea, ea îşi justifică pe deplin importanţa pentru economia naţională şi din punct de vedere social-cultural".

În ţara noastră s-au făcut numeroase cercetări în domeniul acusticii, în special în ultimii ani, după înfiinţarea Comisiei de Acustică a Academiei R.P.R. Dintre acestea, cele mai numeroase se referă la construcţia noilor săli de spectacol, a studiourilor de radiodifuziune şi cinematografie, la îmbunătăţirea condiţiilor de muncă în uzine prin combaterea zgomotului şi a vibraţiilor, la construcţia aparatajului electroacustic de înregistrare şi redarea sunetelor şi la aplicarea ultrasunetelor în diferite procese de producţie.

Lucrarea a apărut tocmai din această necesitate de a pune la îndemîna tuturor celor ce se ocupă cu asemenea probleme teoretice şi practice o lucrare unitară care să trateze principiile de bază ale acusticii moderne.

*

Lucrarea cuprinde, într-un număr de unsprezece capitole, întregul domeniu al acusticii moderne.

Cum producerea energiei acustice este legată de problema vibraţiei unui corp, a fost necesar că se studieze mai întîi această problemă în care sînt tratate pe scurt teoria vibraţiei punctului material, diferitele tipuri de vibraţii, compunerea lor, energia mişcării vibratorii armonice, sisteme cuplate, analogii electromecanice etc.

Capitolul II — unde acustice — prezintă, sub aspect fizic şi matematic, noţiunile care vor fi folosite în lucrare: cîmp şi presiune acustică, diferitele tipuri de unde (plane, sferice, cilindrice, cu ecuaţiile respective), impedanţă acustică specifică, densitate de energie, intensitate acustică etc.

Capitolul III se referă la propagarea undelor acustice, tratînd problema vitezei sunetului în diferite medii, reflexia, refracţia, difracţia şi interferenţa a două unde. După stabilirea ecuaţiei de propagare a undei, se arată cauzele atenuării undelor acustice în mediu, tratîndu-se şi problema absorbţiei superficiale a acestora. Sînt indicaţi o serie de coeficienţi de absorbţie importanţi în calculul randamentului acustic, necesari pentru reducerea nivelului sonor în încăperi zgomotoase şi pentru asigurarea climatului acustic necesar în sălile de spectacol.

Capitolul IV se ocupă cu vibraţia corpurilor, autorii prezentînd în special studiul unor cazuri particulare, şi anume: vibraţia coardelor, a barelor, a membranelor şi a plăcilor care intră în construcţia diferitelor dispozitive acustice (instrumente muzicale, diafragme, microfoane, difuzoare, captoare de vibraţii etc.). Autorii arată importanţa studiului vibraţiei plăcilor în problemele izolării fonice a construcţiilor şi la studiul plăcilor piezoelectrice la emiţătoarele şi captoarele ultraacustice.

În capitolul V se studiază radiatoarele acustice, examinîndu-se diferite tipuri de radiatoare (sfera pulsantă, cilindrul pulsant, pistonul vibrant) şi menţionîndu-se factorii care caracterizează un radiator acustic — eficacitatea radiaţiei, caracteristica de frecvenţă, directivitatea. Autorii scot în evidenţă cazurile în care trebuie mărită radiaţia acustică a unei surse, precum şi cazurile cînd această radiaţie trebuie redusă la minimum, problemă extrem de importantă privind sursele de zgomot (motoare, vehicule, maşini-unelte) şi în special sursele foarte zgomotoase bazate pe funcţionarea cu jet, la care zgomotul este datorit scurgerii fluidului cu un număr Reynolds ridicat.

După prezentarea elementelor acustice (inertanţă, capacitate şi rezistenţă acustică), sînt studiate diferite sisteme acustice, ca: rezonatori, tuburi, filtre etc.

Capitolul VII se ocupă de acustica fiziologică, tratînd problemele legate de caracteristicile sunetului, domeniul de audibilitate, tăria sunetului, autorii prezentînd şi aspectul important al zgomotului, ca factor nociv.

În capitolul VIII este studiată acustica spaţiilor închise, indicîndu-se criteriile moderne care permit caracterizarea unei săli din punct de vedere acustic (durata de reverberaţie, inteligibilitatea cuvintelor, difuzitatea). În plus, este analizată transmisia sunetului prin ecrane separatoare, simple şi duble, în lumina celor mai moderne teorii, cum ar fi teoria coincidenţei, elaborată de L. Cremer.

După capitolul IX, care tratează sisteme electroacustice — transductoare, microfoane, difuzoare — capitolul X, măsuri acustice, prezintă metodele şi aparatura necesară pentru măsurarea frecvenţei, a vitezei (de propagare a sunetului), a lungimii de undă a sunetului, a intensităţii acustice, a nivelului de tărie, a impedanţei etc. şi modul de analiză a unui sunet complex.

În sfîrşit, capitolul XI, foarte important pentru practică, se referă la domeniul nou al acusticii — ultraacustica. Se prezintă procedeele pentru producerea ultrasunetelor — mecanice, termice, electromecanice — procedeele pentru detectarea şi punerea în evidenţă a undelor ultrasonore — electrice, termice, mecanice, optice — precum şi metoda impulsurilor. După analizarea unor fenomene specifice propagării ultrasunetelor — viteza de propagare, absorbţia ultrasunetului şi prezentarea fenomenului cavitaţiei — sînt prezentate variatele aplicaţii (active şi pasive) ale ultrasunetelor în diferite domenii de activitate omenească: fizică, chimie, biologie. Ultrasunetele sînt folosite în tehnică la prelucrarea metalelor: tăiere, şlefuire, găurire, lipire, curăţarea suprafeţelor metalice de praf sau de urme de grăsime. În metalurgie, ultrasunetele au un domeniu larg de aplicaţie pentru îmbunătăţirea calităţii metalului, fiind folosite la degazarea metalului topit, la amestecarea metalelor, la micşorarea dimensiunilor grăunţilor cristalini etc.

De asemenea, o importanţă deosebită au ultrasunetele în defectoscopia bazată pe legile fizice de bază ale propagării undelor ultrasonore, metodă propusă pentru prima dată de către fizicianul sovietic Sokolov.

*

Lucrarea are marele merit că, ţinînd seamă de strînsa legătură care există între fundamentarea ştiinţifică şi aplicaţiile acusticii în ştiinţă şi tehnică, nu s-a limitat să trateze problemele numai din punct de vedere teoretic, ci a urmărit şi a reuşit pe deplin să prezinte în mod clar şi unitar, la fiecare capitol, pe de o parte aspectul fizic, iar pe de altă parte aspectul aplicativ al fenomenului fizic corespunzător. Această caracteristică a lucrării face ca ea să poată fi utilizată cu maximum de eficacitate atît de fizicienii şi cercetătorii ştiinţifici, cît şi de ingineri, arhitecţi şi alţi specialişti care lucrează într-unul dintre sectoarele acusticii: ultraacustica, electroacustica, combaterea zgomotului şi vibraţiilor, acustica arhitecturală, acustica fiziologică etc.

Lucrarea a apărut în foarte bune condiţii tipografice, cu numeroase schiţe ilustrative. Autorii au folosit la redactarea lucrării un bogat material bibliografic, ţinînd seamă de cele mai recente rezultate obţinute în ţară şi străinătate.

Prin conţinutul său, prin modul în care materialul este sistematizat şi prezentat, lucrarea — la nivelul ştiinţei mondiale actuale — este de un real folos şi umple un gol resimţit în literatura noastră de specialitate.

Conf. ing. **Aurelian Stan**

Prof. HAIMOVICI, E. M. dr. în şt. tehnice. **Hidraulica uleiurilor.** Ediţia a 4-a (în limba germană) VEB Verlag Technik, Berlin 1961, 476 pag.

Cartea conţine 11 capitole mari în care se tratează bazele hidraulicii, insistîndu-se asupra fluidelor vîscoase; sînt studiate apoi, pe rînd, principalele probleme cu caracter aplicativ privind curgerea uleiurilor — în instalaţiile de maşini-unelte, în instalaţiile hidro-pneumatice şi hidro-electrice, în transmisiile hidraulice, în instalaţiile de reglaj şi de comandă, cum şi în accesoriile instalaţiilor mari; ultimul capitol prezintă exemple de calcule hidraulice.

Lucrarea, apărută în primele două ediţii în limba germană, ediţia a treia în limba rusă şi ediţia a patra în limba germană, este un manual unificat pentru învăţămîntul superior (universităţi şi institute) din R.D.G.

Din text rezultă înclinaţia autorului pentru probleme privind aplicaţiile moderne ale transmisiilor hidraulice cu uleiuri: acţionările maşinilor-unelte, automatizarea şi telecomenzile.

În adevăr, din domeniul vast al cunoştinţelor actuale de hidraulică sînt selecţionate cu discernămînt numai principiile, formulele şi caracteristicile care servesc acestor dezvoltări, lăsîndu-se la o parte balastul teoremelor fundamentale, al ecuaţiilor generale şi al metodelor hidrodinamicii, care poate fi regăsit la nevoie în orice carte de mecanica fluidelor.

Este vizibilă preferinţa autorului pentru preocupările cu caracter aplicativ, de valorificare practică, atît prin faptul că nu insistă mult asupra generalităţilor, cît şi prin expunerea sintetică — cu economie de vorbe dar bogată în idei — a materialului, sau prin prezentarea sinoptică a esenţialului prin grafice, diagrame, nomograme şi tabele, cu ajutorul cărora poate fi rezolvată orice problemă concretă.

După titlu, cititorii s-ar fi aşteptat să găsească în lucrare un material mai abundent privind aplicaţiile de hidraulica uleiurilor în lubrificaţie; din acest punct de vedere, apreciem că alegerea titlului nu este judicioasă în raport cu conţinutul lucrării, însă consecinţele sînt aproape fără efect, deoarece în literatura de specialitate sînt destule publicaţii care tratează despre lubrificaţie cu tot felul de fluide (uleiuri, apă, aer).

Parcurgînd în profunzime această carte, cititorul avertizat constată multe rezultate ale cercetărilor ştiinţifice moderne şi formule noi pe care nu le-a mai întîlnit în alte cărţi; explicaţia o găseşte în bibliografia citată, în care sînt menţionate mai mult memorii ştiinţifice decît lucrări de sinteză. Tot din bibliografie se poate afla aportul ştiinţific substanţial al autorului însuşi.

Interesul tehnic pe care îl exercită această lucrare prin însuşirile ei ne determină să intrăm mai adînc în conţinut, pentru a semnala cititorilor măcar unele probleme a căror tratare este valoroasă ca de exemplu — în primele trei capitole — criteriile de alegere a uleiurilor pentru transmisii hidraulice, pierderile datorite defectelor de etanşeitate, analogia electro-hidraulică, determinarea caracteristicilor cinematice ale transmisiilor hidraulice, frînarea hidraulică şi calculele termice.

Cu privire la aplicarea transmisiilor hidraulice în diferite domenii: funcţionarea agregatului pompă-motor şi a grupurilor de agregate, funcţionarea agregatelor complexe: pneumo-hidro-electrice, funcţionarea maşinilor volumice reversibile (cu piston, cu roţi dinţate cu şurub, cu palete, cu pistoane rotative), a pompelor multidozatoare, inclusiv calculul şi proiectarea elementelor principale, cum şi reglajul lor automat, în funcţie de alura curbelor caracteristice.

Studiul organelor de condiţionare, comandă, reglaj şi control din instalaţiile hidraulice a căpătat o dezvoltare largă atît prin descrierea lor amplă şi însoţită de numeroase scheme şi diagrame, cît şi prin teoria lor, completată cu comentări care precizează criteriile de alegere a sistemelor celor mai adecvate cazuri concrete.

Cu privire la aplicaţiile hidraulicii uleiurilor în probleme de reglaj automat, este de remarcat atît partea generală (schemele clasice şi scheme noi), cît şi tratarea în profunzime a elementelor care compun organele traductoare şi executoare; textele sînt însoţite de o expunere substanţială a teoriei generale a reglajului automat şi sînt redate şi o serie de rezultate ale cercetărilor actuale în acest domeniu.

Înclinaţia autorului spre problemele acţionării maşinilor-unelte se manifestă şi prin inserarea unui capitol special (cap. 10) în care sînt tratate numai exemple de acest gen şi propuneri cu caracter inovator.

Exemplele numerice din ultimul capitol (cap. 11) reprezintă probleme complet rezolvate, cu rezultate numerice şi folosind ordinul de mărime al valorilor utilizate curent în practică; aceasta familiarizează cititorii cu mărimile fizice folosite, dezvoltîndu-le spiritul practic şi certitudinea necesară calculelor de proiectare.

Din cele arătate, conţinutul lucrării poate fi caracterizat astfel: dezbrăcată de preţiozitatea generalităţilor şi abstracţiilor care complică de multe ori înţelegerea, lucrarea intră direct în subiect pe care îl abordează în ceea ce este esenţial şi cu perspective de viitor, tratînd problemele la un nivel înalt de ştiinţe tehnice şi permiţînd o valorificare practică imediată a materialului expus.

În ce priveşte forma, materialul este prezentat cu multă îngrijire, expunerea este sintetică şi clară, susţinută de ilustrări grafice executate în condiţii optime şi de valori numerice reale, care concretizează problemele şi fixează ideile, înlăturînd ezitările.

În concluzie, considerăm că lucrarea recenzată este utilă, întrutotul corespunzătoare, şi o recomandăm cu căldură cititorilor noştri ingineri, tehnicieni şi studenţi ai facultăţilor tehnice.

Conf. Dan Taşcă

WENDT H. J. şi FRIEDERICH H. W. **Cartea pentru macaragiu** VEB Verlag Technik, Berlin, 1961, 352 pag., 217 fig.

În activitatea omenească transportul este tot atît de vechi ca şi omul, deoarece totdeauna oamenii au fost puşi în situaţia să-şi transporte de la un loc la altul bunurile de consum, hrana sau materialul de construcţie.

Realizarea transportului cu minimum de efort, precum şi efectuarea unor lucrări care depăşeau capacitatea puterii omeneşti au constituit tendinţa de totdeauna a omenirii, în vederea îmbunătăţirii vieţii.

În actuala dezvoltare tehnică nu există întreprindere industrială, uzină sau şantier în care transportul să nu reprezinte un important capitol al procesului de producţie.

Corespunzător tendinţei actuale de modernizare a procesului productiv, instalaţiile de transport trebuie să-şi îmbunătăţească rentabilitatea, capacitatea de transport şi siguranţa în exploatare, cu atît mai mult cu cît costurile de exploatare ale acestor instalaţii reprezintă cheltuieli neproductive.

Tehnica modernă a creat în acest domeniu o mulţime de maşini automate, adevărate minuni, pentru deservirea cărora este necesar să se utilizeze lucrători de înaltă calificare.

Transportul sarcinilor cu ajutorul podurilor rulante sau al altor tipuri de macarale reprezintă un domeniu important din tehnica transporturilor.

Activitatea unui macaragiu nu reprezintă exercitarea unei munci necalificate, ci munca specială a unui lucrător de înaltă calificare, avînd o mare răspundere atît în ceea ce priveşte manipularea podului rulant cît şi în ce priveşte securitatea muncitorilor, pentru care lucrează.

„Cartea macaragiului" este un manual cu caracter general destinat masei largi de macaragii pentru poduri rulante, macarale-turn, automacarale etc. şi este utilizat ca bază pentru pregătirea profesională.

Manualul cuprinde cunoştinţele teoretice de bază necesare cunoaşterii atît a elementelor componente ale macaralelor cît şi a ansamblului — modului de funcţionare şi exploatării acestora.

În afară de cunoştinţele de bază, manualul completează nivelul profesional al macaragiului, astfel încît acesta să fie capabil să-şi întreţină macaraua în cele mai bune condiţii, să mărească productivitatea instalaţiei şi să evite accidentele sau avariile.

Manualul este împărţit în şase capitole, avînd şi o indicaţie bibliografică conţinînd 162 de titluri.

Capitolul 1 conţine noţiunile tehnice de bază, şi anume:

— Noţiuni fizico-matematice pentru dimensiunile de lungimi, suprafeţe, volum, unghiuri, timp şi putere.

— Noţiuni mecanice pentru spaţiu, timp, viteză, acceleraţie, cu indicarea valorilor uzuale în construcţia macaralelor. Forţele şi transmisia lor prin pîrghii, roţi dinţate, palane. Determinarea lucrului mecanic şi a puterii, cu indicarea randamentelor macaralelor.

— Noţiuni de bază privind rezistenţa materialelor şi felul solicitărilor.

— Noţiuni elementare de electrotehnică, în care se cuprind rezistenţele, tensiunea, intensitatea, legea lui Ohm, generarea curentului, felurile de curent, tipurile de electromotoare, transformatoare, redresoare etc.

— Noţiuni despre hidraulică aplicate la macarale, conţinînd bazele hidraulicii şi descrierea elementelor uzuale, ca pistoane, pompe şi ventile.

În afară de prezentarea noţiunilor, în acest capitol se enunţă — la fiecare subcapitol — o serie de probleme legate de activitatea macaragiului, asigurîndu-se în acest fel legarea noţiunilor teoretice de activitatea practică.

Capitolul 2 tratează construcţia şi felul de lucru al macaralelor începînd cu construcţia căilor de rulare, sistemele constructive, toleranţe, scări şi galerii de acces şi continuînd cu descrierea elementelor componente — ca reductoare, cuple, rulmenţi — şi a subansamblurilor: cărucioare, mecanisme de translaţie, de rotire şi de variaţie a deschiderii braţului.

Tot în acest capitol se dau date constructive, schiţe şi fotografii privind cablurile de oţel, lanţurile, cîrligele, magneţii, graifărele, cleştii, traversele şi platformele şi se descrie echipamentul electromecanic, începînd de la sistemele de alimentare, instalaţiile electrice, electromotoare, controleri, automate, frîne, limitatori de cursă.

După un scurt istoric al dezvoltării macaralelor în vechime, se descriu tipurile de poduri rulante şi se dau datele generale tehnico-economice ale instalaţiilor de transport.

Macaralele folosite în industria metalurgică — macaralele de turnare, de stripare şi de încărcare — sînt descrise în paragraful 6.

În capitolul 3 se expune deservirea macaralelor. După ce se arată responsabilităţile macaragiilor din punctul de vedere al securităţii muncitorilor, precum şi exemplificarea cîtorva teste pentru verificarea aptitudinilor, se dau indicaţii pentru salarizare, temele şi probele practice cu modele care funcţionează, regulamentul de exploatare, măsuri de siguranţă în exploatare, exploatare economică, metode de lucru combinate.

Tot în acest capitol se descrie cooperarea macaragiului cu legătorul, descrierea aparalelor radio pentru legătură, a dinamometrelor, alegerea sistemelor de legare în funcţie de sarcini, stivuirea şi întreţinerea elementelor de legare.

Capitolul 4 se ocupă de întreţinerea macaralelor.

Paragraful 1 se ocupă de montarea macaralelor-turn şi de întreţinerea curentă.

Pentru operaţiile de ungere, paragraful 2 dă toate datele privind unsorile şi uleiurile, planurile de ungere, curăţirea şi verificarea.

Paragraful 3 dă date pentru reviziile curente şi întreţinere, începînd cu întreţinerea părţii mecanice, a cablurilor construcţiei metalice, a căii de rulare şi a instalaţiilor hidraulice.

Paragraful 4 cuprinde date necesare pentru reparaţiile curente, privind schimbarea cablului şi a ferodoului, protecţia contra coroziunii, precum şi date generale pentru reparaţiile capitale.

Capitolul 5 tratează normele de tehnica securităţii muncii, începînd cu legislaţia privind NTS în vigoare, normele DIN, TGL şi VDE, controlul şi probele macaralelor, precum şi accidentele şi avariile lor, cu o bogată exemplificare, cartea macaralei şi marcajul locurilor periculoase.

Capitolul 6 este o anexă care conţine o serie de tabele, norme şi date privind elementele de care macaragiul are zilnic nevoie. Astfel sînt reproduse.

— DIN 1050 — şuruburi de prindere.
— DIN 82 101 — ochi de legare;
— DIN 741 — cleme de cablu şi ocheţi.
— DIN 687—88 — cîrlige.
— DIN 655 — cabluri din oţel.
— Tabelă cu sarcinile admisibile pe cabluri şi lanţuri de diferite diametre.
— Capacităţile portante ale diferitelor profile I.
— Greutăţi proprii pentru materiale şi unghiurile de taluzare.
— Date asupra vîntului, viteze şi presiuni.
— Semnale de pericol şi tabele cu placarde şi inscripţii.
— Codul de semnalizare.
— Tabelă cu normele ASAO (NTS) şi DIN privind domeniul macaralelor.
— Fotografii reprezentînd tipurile curente de macarale construite în R.D.G.

Cronică

Tîrgul de primăvară de la Leipzig, 1962

La 3 martie a avut loc într-un cadru festiv dechiderea tradiţionalului Tîrg de la Leipzig. Faţă de numărul atît de mare de expozanţi, Tîrgul de la Leipzig, care are o tradiţie de peste 700 de ani, este considerat drept cel mai mare tîrg din Europa şi cel mai important punct de legătură în comerţul dintre est şi vest.

Această manifestare internaţională a cunoscut o dezvoltare considerabilă. Astfel, suprafaţa totală ocupată de pavilioanele şi terenurile Tîrgului a crescut de la 26 300 m² în 1946, la 28 500 m² în 1957. Anul acesta peste 9 000 de firme din 58 de ţări din toate continentele au prezentat circa 1 000 000 de exponate pe o suprafaţă de 300 000 m², din care aproape două treimi este rezervată exponatelor tehnice.

Tîrgul de la Leipzig prezintă interes, printre altele, şi prin prezenţa majorităţii ţărilor socialiste, care ocupă — în afară de R.D.G. — o suprafaţă de 45 000 m².

Uniunea Sovietică, care în acest an sărbătoreşte jubileul de 40 de ani de participare la Tîrgurile de la Leipzig ocupă o suprafaţă de expunere de 12 000 m², orientîndu-se îndeosebi în direcţia prezentării de produse tehnice la cel mai înalt nivel. Maşinile-unelte automate şi semiautomate, instalaţiile şi vehiculele expuse, aspectele pe care le-au prezentat vizitatorilor în ceea ce priveşte folosirea energiei atomice în scopuri paşnice vor demonstra superioritatea tehnică şi economică a ţării care pentru prima dată în lume construieşte comunismul.

Alături de produsele Republicii Democrate Germane, care, ca ţară gazdă, ocupă o suprafaţă apreciabilă şi prezintă un mare număr de exponate, atrag atenţia, prin modul de prezentare, prin varietatea lor şi prin înalta lor calitate şi produsele R. S. Cehoslovace, R. P. Polone, R. P. Bulgaria, R. P. Ungare şi ale altor ţări socialiste.

Conform unei vechi tradiţii, industria constructoare de maşini a prezentat şi în acest an numeroase noutăţi şi perfecţionări, începînd de la maşinile şi aparatele speciale pînă la utilajele complete pentru cele mai complicate procedee tehnice, cu un nivel tehnico-ştiinţific corespunzător celui mai înalt nivel tehnic mondial.

Un mare interes a produs în rîndul specialiştilor sectorul de maşini şi utilaje pentru industria minieră, instalaţii pentru industria chimică, maşini şi instalaţii de turnătorie, cuptoare industriale, materiale refractare, maşini şi unelte pentru industrie, agricultură şi silvicultură, macarale şi mecanisme de ridicat, maşini pentru prelucrarea metalelor, maşini pentru industria alimentară, maşini pentru industria textilă şi pielărie, maşini electrice, maşini şi unelte pentru industria de prelucrare a lemnului, maşini speciale, tehnica medicală, vase navale, maşini de birou etc.

Dintre noutăţile şi perfecţionările realizate amintim de pildă maşinile de rectificat prin tragere, construite conform sistemului de elemente tipizate şi care pot fi adaptate celor mai diferite cerinţe tehnologice; macaraua turnantă turn, care are o capacitate portantă de 40 tone, destinată pentru montarea prefabricatelor din beton armat şi a construcţiilor grele din oţel. De asemenea, s-a putut vedea o instalaţie de schimbare a lanţurilor cu cupe într-un timp relativ scurt şi fără întreruperi prea mari. Au mai fost prezentate o maşină de bobinare rapidă de tipul SR6×180 pentru industria cablurilor şi a sîrmelor. care lucrează cu 3 200 rot/min şi o maşină pentru miezuri KS40 care serveşte pentru producerea unor miezuri mai mari, înlăturînd complet munca grea fizică necesară pentru producerea acestor miezuri şi obţinînd o productivitate ridicată.

Vizitarea Tîrgurilor de la Leipzig este o bună tradiţie seculară a Romîniei. Dar nu numai tradiţiile au determinat Republica Populară Romînă să participe într-o măsură mai mare ca oricînd la Tîrgul de primăvară de la Leipzig 1962. Oraşul Leipzig a încetat de mult să fie numai un centru comercial; el s-a dezvoltat atît ca simbol al unităţii, coeziunii şi forţei economice a lagărului socialist, cît şi ca centru al coexistenţei paşnice.

Anul acesta, R. P. Romînă a participat la Tîrgul de la Leipzig cu un sortiment bogat de produse industriale.

În pavilionul R. P. Romîne, pe aproximativ 4 900 m², au fost expuse numeroase produse din cele mai diferite sectoare ale economiei. Un loc important îl deţin exponatele industriei constructoare de maşini, unde au fost prezentate peste 300 de maşini şi utilaje. Dintre acestea se remarcă instalaţiile de foraj. Pe terenul în aer liber din faţa pavilionului, punctul de atracţie a fost constituit de instalaţiile de foraj, numite de unele ziare ,,Goliat'' — un simbol al progresului industrial al Republicii Populare Romîne.

,,Industrialexport'' a prezentat vagoane de cale ferată, maşini-unelte, autobuze, maşini textile, pompe centrifuge, tractoare, aparate de radio, instalaţii electro-acustice etc.

De asemenea, în celelalte standuri au fost expuse chimicale, produse petroliere, mobilă şi alte produse ale industriei de prelucrare a lemnului, precum şi o bogată gamă de bunuri de consum industriale şi alimentare.

Vizitatorii Tîrgului de la Leipzig au cercetat cu mult interes produsele pavilionului ţării noastre şi mulţi dintre ei subliniază în însemnările lor că exponatele reflectă avîntul economiei noastre naţionale şi forţa creatoare a poporului romîn. Aşa de pildă Lothar Bolz, vicepreşedinte al Consiliului de Miniştri şi Ministrul Afacerilor Externe al R.D.G., a scris în cartea de impresii a pavilionului R. P. Romîne: ,,Vă felicităm pentru faptul că acest pavilion este înzestrat cu exponate atît de valoroase şi atît de sugestiv şi frumos aranjate''. Edgar Young, om de afaceri din Londra, scrie printre altele: ,,Numai o dezvoltare armonioasă a industriei şi agriculturii permite atingerea unui asemenea nivel ca cel oglindit de exponatele dv.".

Directorul pavilionului R. P. Romîne şi-a exprimat satisfacţia faţă de tratativele comerciale care au avut loc pînă acum cu prilejul acestui tîrg.

Tîrgul de la Leipzig a primit zeci de mii de vizitatori din întreaga republică şi din străinătate. Nu numai oameni de afaceri şi specialişti, dar şi masele largi din multe ţări au urmărit cu interes tradiţionalul Tîrg internaţional, care constituie o dovadă a posibilităţilor şi avantajelor pe care le oferă politica de coexistenţă paşnică promovată de ţările socialiste.

Încercările Germaniei Occidentale şi ale N.A.T.O. de a boicota comerţul cu R.D.G. şi Tîrgul de la Leipzig au eşuat în faţa realităţii raportului de forţe pe plan internaţional. Interesul economic s-a afirmat, întrucît necesitatea economică de a depune eforturi pentru a obţine comenzi din Răsărit — ţinîndu-se seama de regresul situaţiei comenzilor în statele vest-europene — nu pot fi trecute cu vederea nici de către guvernele aservite N.A.T.O.

Nu trebuie trecut cu vederea faptul că printre cei peste 9 000 de expozanţi, firmele din ţările capitaliste şi-au expus mărfurile pe o suprafaţă de circa 55 000 m². Un loc de frunte l-a ocupat Anglia, urmată de Franţa, Italia, Grecia, Norvegia, Danemarca, Finlanda, Suedia, Austria, Elveţia şi altele. De remarcat este faptul că o serie de oameni de afaceri din R.F.G. şi Berlinul occidental, în ciuda aţîţătorilor de la Bonn, şi-au prezentat produsele lor la Tîrgul de la Leipzig.

Tîrgul de primăvară de la Leipzig, prin semnarea de contracte şi purtarea de tratative comerciale, a contribuit la consolidarea şi lărgirea colaborării economice şi a ajutorului reciproc, care sînt principalele căi pentru realizarea avîntului continuu al economiei mondiale, la înfăptuirea şi consolidarea coexistenţei paşnice.

Simpozionul „Aspecte noi în concepţia şi construcţia de maşini agricole"

Pentru a contribui la realizarea sarcinilor trasate de Congresul al III-lea al P.M.R., de Plenara C.C. al P.M.R. din 30.VI—1.VII.1961, precum şi a sarcinilor rezultate în urma consfătuirii pe ţară a ţăranilor colectivişti, cu privire la înzestrarea agriculturii cu mijloace de mecanizare la nivelul tehnic cel mai înalt şi de mare productivitate, Secţia Construcţii de Maşini a Asociaţiei Ştiinţifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. a organizat în ziua de 10 martie a.c. un simpozion privind aspectele noi în concepţia şi construcţia de maşini agricole.

Referatele prezentate au analizat şi dezbătut ultimele realizări pe plan mondial în construcţia maşinilor agricole precum şi direcţiile de dezvoltare privind concepţia şi construcţia maşinilor agricole necesare pentru mecanizarea principalelor lucrări din agricultură.

În cadrul acestui simpozion s-au prezentat următoarele referate :

— Aspecte noi în construcţia şi concepţia maşinilor agricole, ing. Francisc Simoca ;

— Aspecte noi în construcţia combinelor pentru recoltat cereale, ing. C. Solomon ;

— Maşini noi pentru sectorul îmbunătăţirii funciare, ing. P. Winkler ;

— Aspecte noi în construcţia combinelor pentru recoltat porumb ştiuleţi şi boabe, ing. I. Iatan ;

— Consideraţii asupra proiectării aparatelor de tăiat de la maşinile de recoltat cu viteză mărită de deplasare, ing. I. Văleanu ;

— Ultimele realizări ale uzinelor Semănătoarea în domeniul modernizării maşinilor agricole, ing. E. Constantinescu ;

— Aspecte noi în construcţia fabricilor de furaje combinate, ing. Babeţiu ;

— Combina de recoltat siloz universal, ing. Al. Trăilescu ;

— Maşina de recoltat mazăre, ing. R. Fucs.

Din discuţiile care au avut loc se desprind următoarele aspecte privind concepţia şi construcţia maşinilor agricole, care urmează să stea în atenţia cercurilor ASIT interesate :

La elaborarea temelor pentru maşinile agricole noi sau pentru modernizarea celor existente în producţie se va avea în vedere mărirea productivităţii lor prin :

— mărirea vitezelor de lucru astfel încît să se ajungă treptat la nivelul indicat pentru anul 1965 ;

— combinarea mai multor operaţii agrotehnice pentru a fi efectuate de aceeaşi maşină ;

— construirea de agregate mobile mari, cu lăţimi de lucru mari ;

— înlăturarea componentelor slabe existente în construcţia maşinilor agricole ;

— automatizarea conducerii maşinilor.

În vederea îmbunătăţirii condiţiilor de exploatare este necesar să se urmărească :

— îmbunătăţirea măsurilor de protecţie a muncii prin adoptarea de dispozitive de protecţie normalizate (de exemplu la transmisiile cardanice) ;

— îmbunătăţirea condiţiilor de lucru pe maşină (de exemplu : instalaţie de aer condiţionat la platforma de lucru de pe combina de recoltat cereale etc.) ;

Pentru reducerea timpilor de întreţinere se vor utiliza la construcţiile noi de maşini agricole :

— rulmenţi dublu capsulaţi ;

— ungere grupată sau centrală ;

Pentru reducerea greutăţii proprii a maşinilor agricole se va urmări :

— utilizarea elementelor portante din tablă presată, a construcţiilor uşoare din tablă (profile economice) ;

— utilizarea sudării prin puncte ;

— extinderea folosirii materialelor plastice ;

— tipizarea roţilor de lanţ sau de curea confecţionate din tablă ambutisată, cu rulment etanşat în interior ;

— înlocuirea transmisiilor cu lanţ prin acelea cu curele trapezoidale.

Pentru mărirea economicităţii instalaţiilor pentru pregătirea furajelor combinate se va analiza modificarea fluxului tehnologic prin eliminarea mestecătorului de boabe amplasat înaintea morii şi introducerea unui dispozitiv amestecător după aceasta, precum şi introducerea în fluxul tehnologic a unei instalaţii de degerminare a porumbului.

Consfătuire internaţională asupra oţelurilor şi aliajelor inoxidabile

Societatea ştiinţifică şi tehnică cehoslovacă organizează în fiecare an consfătuiri internaţionale, în scopul stabilirii de schimburi de experienţă cu specialiştii străini în diferite domenii de activitate ştiinţifică. O astfel de consfătuire a avut loc la sfîrşitul anului 1961 în problema oţelurilor şi aliajelor inoxidabile. Au participat specialişti din 11 ţări : 35 de participanţi străini şi 91 cehi care au luat parte la discuţiile ce s-au purtat la un înalt nivel ştiinţific. Comitetul de organizare a urmărit să consacre cea mai mare parte a consfătuirii discuţiilor şi schimburilor de păreri şi nu prezentării de comunicări. În acest scop a distribuit în prealabil toate comunicările prezentate, însoţite de rezumate în limba rusă şi engleză, participanţii avînd astfel posibilitatea de a studia comunicările din timp şi de a se pregăti pentru dezbateri.

Comunicările au fost sistematizate în cinci grupe, dezbaterile secţiunilor fiind prezidate succesiv de către specialiştii diferitelor ţări participante la consfătuire. Dezbaterile fiecărei grupe au fost deschise printr-o expunere cu caracter general rezumînd toate comunicările referitoare la tema respectivă.

Lucrările secţiunilor au durat trei zile. Astfel reuniunea primei secţiuni a fost consacrată problemelor metalurgice ; au fost discutate aspecte legate de influenţa cîtorva elemente de aliere asupra proprietăţilor acestor oţeluri şi aliaje.

În special s-au purtat dezbateri asupra rezistenţei la coroziune în diferite medii corosive şi asupra transformărilor structurale în oţeluri şi aliaje inoxidabile în timpul tratamentelor termice şi al expunerii lor la temperaturi ridicate. Au fost de asemenea examinate problemele mecanismului coroziunii şi cineticii sale cît şi căile de studiu ale coroziunii.

A doua grupă s-a ocupat de oţelurile feritice inoxidabile cu crom, de oţelurile austenito-feritice inoxidabile şi în special de oţelurile inoxidabile dure.

A treia grupă a purtat dezbateri asupra oţelurilor austenitice inoxidabile. De asemenea s-a ocupat de problema utilizării azotului ca element de aliere.

A patra grupă a avut în discuţii tema aliajelor speciale, pe bază de nichel, de nichel şi molibden, destinate celor mai pretenţioase lucrări ale industriei chimice.

A cincea grupă s-a preocupat de aspectele metalurgice şi tehnologice ale fabricării oţelurilor şi aliajelor rezistente la coroziune şi în special de viitoru procedeu de afinare a oţelurilor rezistente la coroziune prin retopire sub zgură bună conducătoare de electricitate.

S-a discutat de asemenea dezoxidarea oţelurilor rezistente la coroziune şi unele probleme de sudabilitate.

Preocuparea principală a comunicărilor cehoslovace au constituit-o studiile în legătură cu economia de nichel în toate tipurile de oţeluri inoxidabile fie prin înlocuirea oţelurilor austenitice Cr18/Ni9 prin oţeluri inoxidabile cu 17% crom fie prin folosirea oţelurilor Cr18/Ni5/Mn8/N şi Cr 18/Mn 15/N în locul oţelurilor clasice de tipul Cr 18/Ni 9 fie prin dezvoltarea elaborării oţelurilor austenitice Cr—Ni prin adăugarea de molibden şi cupru, care au o rezistenţă ridicată la acizi. Lucrările sesiunii au fost închise de către prof. dr. ing. I. Pluhar membru corespondent al Academiei Cehoslovace de Ştiinţă care a făcut o apreciere elogioasă asupra aportului pe care l-a adus acest schimb de experienţă pentru lucrătorii din diferite ţări. După terminarea lucrăriilor la Praga participanţii au vizitat Tîrgul internaţional de la Brno. Aci a fost studiată cu deosebit interes turbina cu gaz fabricată la Brno şi recipientul reactorului cu amoniac de la uzina din Kralowo Pole.

Participanţii au vizitat de asemenea noile uzine siderurgice Klement Gottwald unde au luat cunoştinţă de progresele industriei siderurgice cehoslovace.

Consfătuirea din Republica Populară Ungară asupra maşinilor hidraulice

În zilele de 11—13.I.1962, au avut loc, la Budapesta, lucrările „Consfătuirii asupra maşinilor hidraulice" organizată de către Asociaţia ştiinţifică pentru construcţia de maşini, la care a luat parte şi o delegaţie a ţării noastre. La această consfătuire au fost prezentate 25 de referate privind:

— Gospodărirea de energie în acţionarea pompelor şi ventilatoarelor.

— Automatizarea instalaţiilor de turbine şi pompe.

— Influenţa diferiţilor factori asupra caracteristicilor maşinilor hidraulice (uzură, cavitaţie etc.).

— Oscilaţii de presiune în conducte.

În cadrul temei privind influenţa diferiţilor factori asupra caracteristicilor maşinilor hidraulice, s-au prezentat următoarele referate:

Vasvari, F. (R.P.U.): *O nouă privire asupra distrugerii materialului prin cavitaţie şi şoc hidraulic,* în care se tratează teoria microdescărcărilor în legătură cu mecanismul distrugerii prin cavitaţie, studiat paralel cu distrugerea prin prelucrarea cu scînteie electrice.

Sperling M. (R.S.C.): *Teoria dispersării unui jet de lichid,* care conţine explicaţii originale ale mecanismului oscilaţiei vinei de lichid.

Krizanovski, W. (R.P.P.) *Asupra cavitaţiei centrale şi prevenirii acesteia,* în care se prezintă un brevet al autorului pentru introducerea aerului prin ogiva turbinelor Kaplan.

Anton, I. (R.P.R.): *Curbe caracteristice de cavitaţie, teoretice şi experimentale, la pompele centrifuge de turaţie specifică joasă.*

Gylai, F. (R.P.R.): *Cercetări experimentale asupra curbelor caracteristice de cavitaţie ale pompelor axiale.*

Fay, C. S. (R.P.U.): *Corelaţia dintre caracteristicile de exploatare şi uzură la pompele de noroi,* în care se expune modificarea în timp a curbelor caracteristice ale pompelor de noroi în funcţie de accentuarea uzurii, insistîndu-se asupra sistemelor de etanşare şi asupra locului în care uzura este maximă. Autorul recomandă folosirea coroanelor în formă de disc întreg.

Hilsebein, F. (R.D.G.): *Date asupra protejării ventilatoarelor împotriva coroziunii în industria chimică,* care conţine un vast material privind protecţia pompelor prin acoperirea suprafeţelor cu cauciuc vulcanizat, email şi materiale plastice.

Kramer, W. (R.D.G.): *Consideraţii asupra stabilirii teoretice şi experimentale a influenţei numărului finit de palete,* comunicare în care se arată că utilizarea metodei bidimensionale dă rezultatele cele mai bune.

Misarek, I. (R.S.C.): *Dezvoltarea fabricaţiei de turbocompresoare în R.S.C.,* în care se expun rezultatele unor experienţe de laborator, efectuate cu freon. Se arată modelarea cîmpului de la intrare cu ajutorul unui mănunchi de tuburi de materiale plastice, racordate etanş la conducta de aspiraţie.

Burka, E. S. (R.P.P.): *Încercarea turbinelor hidraulice cu ajutorul metodelor aerodinamice.*

În cadrul temei privind oscilaţiile de presiune în conducte, s-au prezentat următoarele referate:

Batta, I. (R.P.U.): *Maşină electronică de calcul al oscilaţiilor în conducte.*

Kisbocskoi, I. (R.P.U.): *Descrierea aparaturii de măsură pentru oscilaţii de presiune în conducte lungi.*

Hajdu, S. (R.P.U.): *Cameră pneumatică pe conductele pompei centrifuge.*

Laslo, H. (Franţa): *O nouă metodă grafică pentru calculul timpului de închidere a regulatoarelor turbinelor hidraulice,* în care se arată modificarea metodei Schneider-Bergeron la calculul regulatoarelor, ţinîndu-se seamă de variaţia turaţiei şi de frecarea în conducte.

Francisczy, B. (R.P.U.): *Consideraţii asupra scurgerii nestaţionare în conducte,* în care se arată cîteva cazuri reale de accidente în cazul loviturii de berbec şi cauzele acestora.

În cadrul discuţiilor, ing. M. Sperling (R.S.C.) a arătat că, la fabrica de pompe „Sigma", s-a folosit maşina electronică la calculul rotoarelor de pompe, ceea ce a avut ca rezultat faptul că pentru 40 de rotoare s-au economisit 1,400 ore-inginer calificat. De asemenea, a arătat că în R.S.C. se preferă folosirea, la pompele centrifuge, a ventilelor de presiune în locul camerelor pneumatice.

Lucrările prezentate de delegaţia ASIT au fost primite cu mult interes şi apreciate de participanţii la consfătuire.

informații

PERFECŢIONAREA TEHNOLOGIEI DE ELABORARE A OŢELULUI EL-347 PENTRU RULMENŢI

În U.R.S.S. s-au făcut cercetări în scopul îmbunătăţirii tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelului EL 347 pentru rulmenţi, în ceea ce priveşte incluziunile nemetalice. Variatele încercări de elaborare au fost toate cu insuflare de oxigen; turnarea s-a făcut din oale căptuşite cu şamotă şi cu cărămizi supraaluminoase, în lingouri de diferite mărimi (300, 500 şi 740 kg). După forjare din semifabricate au fost tăiate epruvete corespunzătoare părţii de sus, de mijloc şi de jos a lingoului.

S-a constatat că cele mai bune oţeluri de rulmenţi se obţin din încărcături compuse din 35—60% deşeuri din oţel rapid şi 30—50% deşeuri de oţel de rulmenţi SH15, cu adaos de feroaliaje, turnarea făcîndu-se din oale cu căptuşeală supraaluminoasă. Pentru a se evita neomogenitatea materialului, de pe lingouri se îndepărtează un strat superficial de 5—8 mm. În aceste condiţii, se pot obţine semifabricate cu diametrul de 60—80 mm pentru inele mari, din lingouri de 750 şi 500 kg, pentru inele mici putîndu-se folosi şi lingouri de 300 kg.

PROPRIETĂŢILE ŢEVILOR DIN OŢEL H8 PENTRU SCHIMBĂTOARELE DE CĂLDURĂ

Pentru fabricarea ţevilor folosite în construcţia schimbătoarelor de căldură din rafinăriile de petrol, în U.R.S.S. s-a încercat utilizarea oţelurilor cu crom marca H8, elaborat în cuptorul cu arc şi laminat la rece. Acest oţel are o mare rezistență la coroziune și în special la acțiunea sulfului; proprietățile mecanice bune se mențin atît la temperaturi ridicate, cît și la cele joase. Pentru a se preveni fragilitatea la revenire, tratamentul de revenire după laminare la rece se face la temperatură ridicată (780—800°C), cu răcire lentă în cuptor.

EFECTUL COMPOZIȚIEI ASUPRA MACROSTRUCTURII UNUI LINGOU DE OȚEL SLAB ALIAT

În cursul unor experiențe efectuate în Anglia, în care s-a studiat influența temperaturii de turnare asupra macrostructurii unui lingou de 50 kg, dintr-un oțel cu 1,5% Ni, 1% Cr, 0,3% Mo, s-a observat că conținuturile de siliciu și de mangan ale oțelului respectiv au o anumită influență asupra structurii lingoului.

Astfel s-a observat că, pe măsura reducerii conținutului de Si și Mn, cristalele columnare cresc de două ori mai lungi decît în oțelul normal. Efectul acesta este arătat într-o serie de macrografii, care pun în evidență zona cristalelor columnare. Aceste rezultate pot fi explicate din punct de vedere calitativ prin teoriile curente ale structurii lingourilor. Descreșterea conținutului de siliciu și mangan din oțelul studiat poate să deplaseze temperatura de formare a centrelor de cristalizare și temperatura lichidului, în așa fel încît să întîrzie formarea centrelor de cristalizare.

NOI OȚELURI DE CALITATE SUPERIOARĂ PENTRU SCULE CĂLIBILE IN AER

De curînd, în S.U.A. au fost create două noi oțeluri pentru scule călibile în aer de la temperaturi sub 870°C, care, datorită conținutului redus în elemente de aliere, au un preț de cost redus și o bună prelucrabilitate. Unul dintre aceste oțeluri, care conține 1,5% C, 2,5% Mn, 1% Cr, 1% Mo și 4% W, are o mare rezistență la uzură; călit în aer de la 825—870°C și revenit la 150—205°C, el are o duritate de 63—65 HRC și este indicat ca material pentru poansoane și matrițe. Celălalt, destinat a fi folosit în cazul cînd se cere o tenacitate înaltă, conține 0,70% C, 0,50% Mn, 1% Cr, 1% Mo și 3% Cu. Călit în aer de la 825—870°C și revenit la 150—205°C are o duritate de 58—60 HRC și este indicat ca material pentru matrițele de ștanțare a pieselor la care nu se pot admite bavuri, precum și pentru cuțite de foarfece destinate tăierii tablelor de oțel de grosime mare.

LAMINAREA LA RECE A BENZILOR DE OȚEL DE LĂȚIME MEDIE

În Anglia s-a dat în funcțiune un nou laminor pentru laminarea oțelurilor cu conținut mic de carbon în stare nerecoaptă sau recoaptă. Banda de oțel produsă are caracteristici constante în ceea ce privește calitatea, dimensiunile și starea suprafeței, fiind destinată în special pentru prelucrarea la presele automate. Alimentarea laminorului cu bandă laminată la cald, sub formă de colaci, este complet automatizată.

Prima operație asupra acestei benzi, în prealabil decapată, este laminarea la rece pe un laminor quatro. La ieșirea din laminor banda este rulată în colaci, de către un mecanism automat similar cu cel utilizat la începutul operației de laminare pentru desfășurarea colacilor de bandă laminată la cald.

În timpul operației de laminare, banda nu vine în contact cu nici un fel de ghidaje, ci este menținută în poziția mijlocie cu ajutorul sistemului de control sub tensiune dintre caje care variază continuu, permițînd ca distanța cilindrilor să se ajusteze în consecință. După laminare banda este recoaptă în cuptoare continue cu atmosferă de azot.

SUDAREA CU CUPRU A OȚELURILOR CROM-NICHEL

În U.R.S.S. s-au făcut încercări care au arătat că pătrunderea cuprului în stare lichidă (la temperaturi de peste 1 083°C) în fisurile oțelului austenitic se face la o adîncime destul de mare. O dată cu mărirea grosimii epruvetelor de încărcat cu cupru, tendința de pătrundere a acestuia se micșorează. La epruvetele de 12 mm grosime, cuprul pătrunde pe toată grosimea acestora, pe cînd la cele de 32 mm grosime pătrunderea este de numai 0,70 mm.

În cazul încărcării prin sudare a cuprului pe oțeluri cu structuri ferito-perlitică și austenito-feritică, pătrunderea cuprului se face pe o adîncime mai mică în comparație cu oțelurile austenitice.

Rezistența și capacitatea de deformație a bimetalului obținut prin încărcarea prin sudare a cuprului pe oțel austenitic au valori satisfăcătoare.

AUTOMATIZAREA CONDUCERII PROCESULUI DE AGLOMERARE

Pentru controlul procesului de aglomerare, în U.R.S.S. s-a pus la punct o metodă bazată pe măsurarea permeabilității magnetice a materialului. Pentru ca indicațiile aparatului să fie corecte, trebuie să se lucreze într-un regim foarte stabil, adică cu variații cît mai mici ale grosimii stratului, ale temperaturii și densității materialului, precum și ale vitezei benzii. Dacă se respectă aceste condiții, indicațiile aparatului pot declanșa un impuls pentru reglarea automată a dozării combustibilului în amestecul pentru aglomerare.

OBȚINEREA TITANULUI DIN IODURĂ

În vederea obținerii pe scară industrială a titanului din iodură, în U.R.S.S. s-au făcut încercări asupra procesului de producție și asupra construcției aparaturii de tip industrial pentru obținerea iodurii din titan prin disocierea tetraiodurii pe un fir incandescent. Viteza procesului este determinată de viteza transferului moleculelor de tetraiodură de titan de la încărcătură la suprafața firului incandescent. Acest lucru determină geometria reactorului și temperatura de lucru. Procesul de disociere a tetraiodurii de titan se poate realiza la tensiuni de vapori foarte mici, ceea ce permite să se lucreze la circa 100°C.

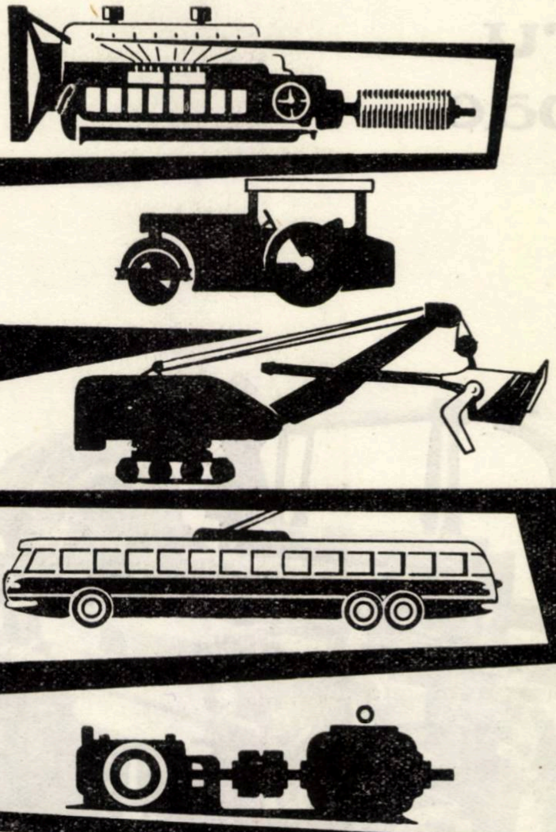
S-a construit o instalație experimentală cu productivitatea de 10 kg iodură de titan în 24 h.

REALIZĂRI NOI IN DOMENIUL LAGĂRELOR DE ALUNECARE

În domeniul materialelor folosite pentru confecționarea lagărelor de alunecare, în R. P. Polonă au început să fie folosite două materiale noi: un aliaj din aluminiu 80% și staniu 20%, care are o rezistență la uzură de 1,5 ori mai mare și o capacitate portantă de 2,5 ori mai mare decît metalul alb, și un material pe bază de bronz spongios cu un coeficient de frecare (fără ungere) de circa 0,002 ori mai mic decît al materialelor utilizate în general cu ungere. În domeniul ungerii lagărelor s-a propus un dispozitiv care asigură o ungere continuă, fără întreruperea peliculei de ulei. Folosirea acestui dispozitiv mărește capacitatea portantă a lagărului cu circa 50% și prelungește durata lui de funcționare aproximativ de două ori.

Revista „Metalurgia și Construcția de Mașini", organ al Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini și al Asociației Științifice a Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și casieria București, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Administrația: Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Revista este editată de A.S.I.T. Abonamentele se primesc la Administrația revistei, la sediile filialelor A.S.I.T. din țară, precum și prin responsabilii cu presa din cercurile A.S.I.T. Instituțiile pot achita abonamentele pentru bibilioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicațiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.R.P.R. Filiala „30 Decembrie" București Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori, tehniiceni și ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5, Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr. 23—25 București c. 4328

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883



UN IMPORTANT PROGRAM DE EXPORT

pentru maşini produse în Republica Socialistă Cehoslovacă:

Motoare Diesel şi agregate cu motor Diesel
Produse electrotehnice din domeniul curenţilor tari
Instalaţii pentru industria alimentară
Fabrici de cărămidă, concasoare şi trioare
Instalaţii pentru mine şi prospecţiuni geologice
Armături industriale, încălziri centrale
Instalaţii pentru transport, maşini pentru construcţii
Pompe, instalaţii de pompare, instalaţii pentru epurarea apelor reziduale
Compresoare cu piston, turbocompresoare şi turbosuflante
Vehicule de cale ferată, troleibuze, macarale, construcţii metalice

MAŞINI CU MARCA FABRICILOR DE RENUME MONDIAL

SKODA, CKD, MEZ, SIGMA, SLAVIA, DIESEL

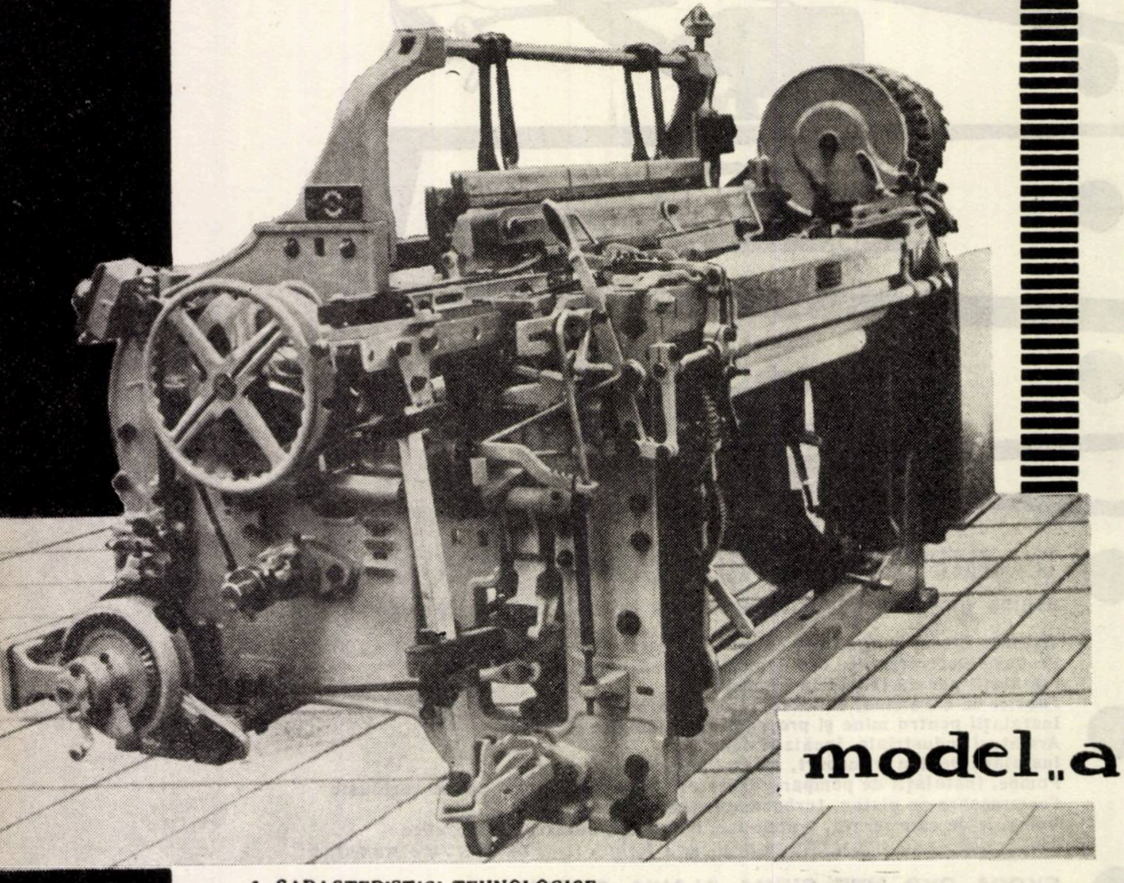
Seria completă a acestor maşini este prezentată la **Expoziţia industrială cehoslovacă de la Bucureşti,** deschisă între 3 şi 27 mai 1962 în pavilionul din **Şoseaua Kiseleff** nr. 24

STROJEXPORT

PRAGA

REPUBLICA SOCIALISTĂ CEHOSLOVACĂ

război automat pentru bumbac

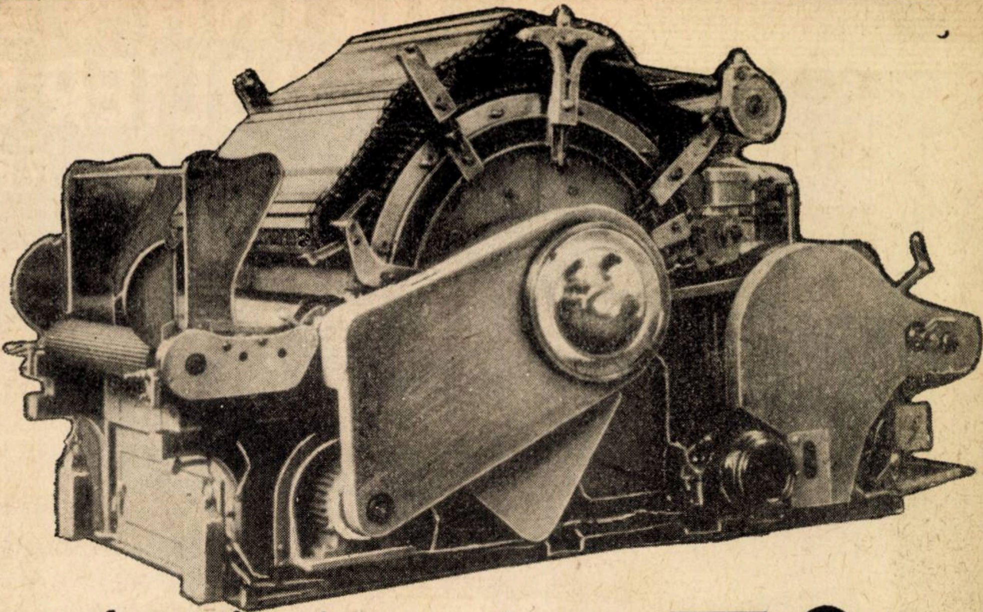


model „a"

1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE:

- Lăţimea de lucru în spată . . . . 100 cm
- Numărul iţelor 4
- Numărul de rotaţii ale arborelui principal . . . . maximum 240 rot/min
- Desimea în bătătură . . . . 75—680 fire/10 cm
- Pipăitorul de bătătură . . . . mecanic
- Numărul cremalierelor de la veghetorul de urzeală . . . 4 perechi
- Automatul pentru schimbarea ţevilor . . . . 28 locaşuri
- Gabarit:
  - lăţimea . . . . . 2 330 mm
  - lungimea . . . . . 1 410 mm
  - înălţimea . . . . . 1 285 mm
- Productivitatea războiului pentru o pînză cu desimea în bătătură de 200 fire pe 10 cm şi 230 rot/min . . . 5,58 m/h, pentru o lăţime de 90 cm/h
- Suprafaţa ocupată . . . . 3—8 m²
- Indicele de utilizare: 9 800—12 400 bătăi/h
- Deservire:
  - ţesători/100 războaie . . . 22
  - încărcători/100 războaie . . 40

Uzina Metalurgică
„UNIREA" — Cluj
B-dul Jdanov 3,
telef. 17-90



Carda de bumbac Tip C

CARACTERISTICI

1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE

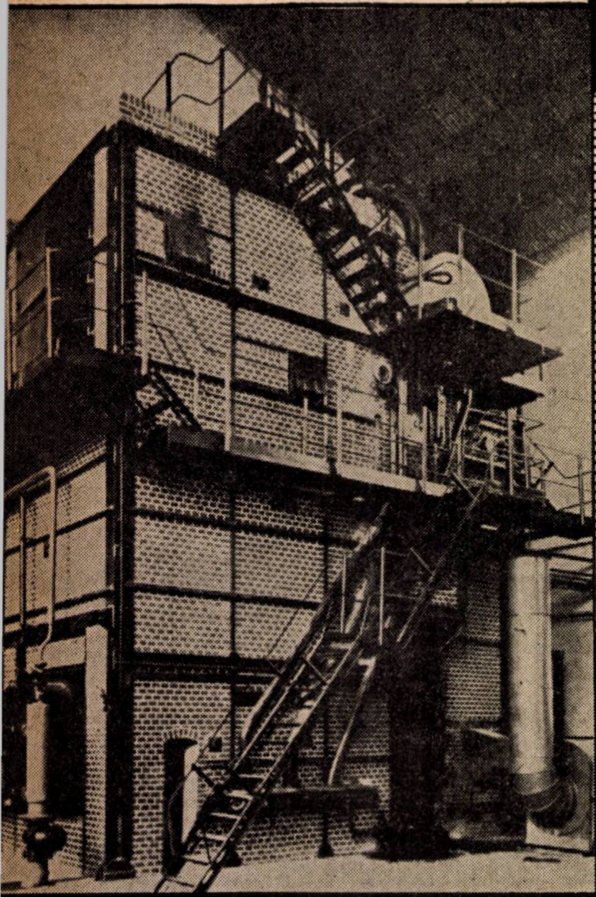
Lățimea de lucru	1 016 mm
Nm al păturii prelucrate	0,00215—0,0026
Nm al benzii debitate	0,22—0,34
Lungimea fibrelor	25/26—34/35 mm
Turația tamburului principal	206 rot/min
Turația tamburului perietor	10,6—19,5 rot/min
Turația tamburului rupător	815 rot/min
Numărul de oscilații ale pieptenelui detașator	1 036—1 311 osc./min
Viteza de deplasare a linealelor	86 mm/min
Laminaj total	69—140
Constanta de laminaj	2 289
Constanta de producție	0,555
Productivitatea mașinii (banda *Nm* 0,25)	pînă la 8 kg/h

2. CARACTERISTICI DIMENSIONALE ŞI DE GABARIT

Diametrul tamburului principal (metal)	1 272 mm
Diametrul tamburului perietor (metal)	662 mm
Diametrul tamburului rupător (metal)	225 mm
Lățimea tamburului mare și rupătorului	1 016 mm
Lățimea tamburului perietor	1 021 mm
Numărul de lineale pe mașină	102 buc.
Diametrul interior al cănii	305 mm
Antrenarea perietorului	mecanism planetar
Roți de schimb de laminaj total	17—33 dinți
Roți de schimb de producție	19—35 dinți
Motor electric de acționare	1,7 kW
Gabarit: lungime	3 200 mm
lățime	1 735 mm
înălțime	1 750 mm
Greutate	3 540 kg

MAȘINA LUCREAZĂ CU GARNITURA RIGIDĂ. SE LIVREAZĂ, LA CERERE, CU MASA DE ALIMENTARE PENTRU FIBRE SCURTE SAU FIBRE LUNGI.

UZ. MET UNIREA CLUJ



UZINA de UTILAJ PETROLIER ŞI CHIMIC

BUCUREŞTI

RAION V.I.LENIN Str. S.VULCAN Nr.10
CENTR. TELEF 13.22.60, 13.22.69 13.22.68 13.22.67 13.22.66

UTILAJ CHIMIC ŞI RAFINĂRII

- Coloane de fracţionare
- Aparate de schimb de căldură
- Vase de depozitare
- Recipienţi sub presiune de diferite tipuri

UTILAJ PETROLIER

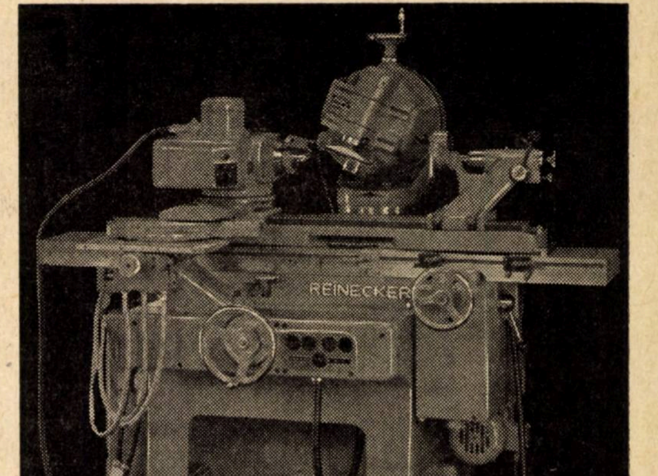
- Pompe de noroi „Triplex"
- Unităţi de pompare
- Separator de gaze

CAZANE INDUSTRIALE DE ABUR

- Instalaţii complete pentru tipuri ignitubulare şi aquatubulare dela 1 la 50 t/h.
- Presiune între 6 şi 40 kgf/cm²
- Temperatură de supraîncălzire, pînă la 450°C
- Combustibil solid, lichid şi gazos.

REINECKER

Automat pentru ascuţit scule WZS 5



Această maşină modernă lucrează cu acţionare hidraulică a mesei şi cu divizarea electrică rapidă automată. Reglarea adîncimii de aşchiere pentru rectificarea feţei de degajare şi pentru netezirea ascuţirii ambelor feţe se realizează automat. Capul de rectificare cu axa discului se poate roti în trei planuri. Reglarea este simplă şi necesită timp scurt. Funcţionarea automată face posibilă deservirea mai multor maşini de către un singur om.

PROGRAMUL NOSTRU DE PRODUCŢIE MAI CUPRINDE:

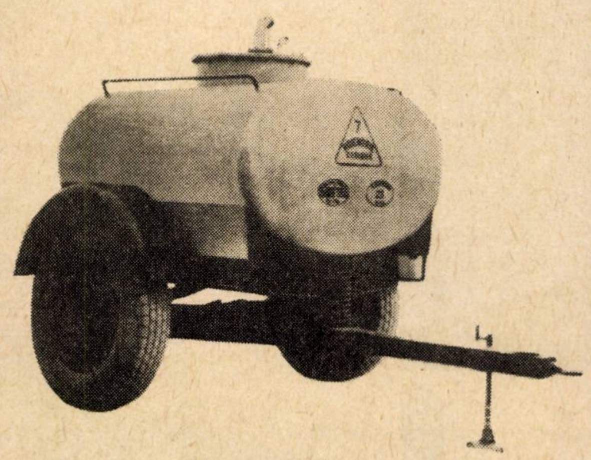
— maşini de ascuţit scule;
— maşini de rectificat plan;
— maşini de rectificat interior şi plan;
— automate de rectificat interior;
— maşini de detalonat universale;
— maşini de detalonat prin mortezare.

Cereţi prospecte speciale la

J. E. REINECKER MASCHINENBAU GMBH EINSINGEN/ULM REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

„7 NOIEMBRIE"

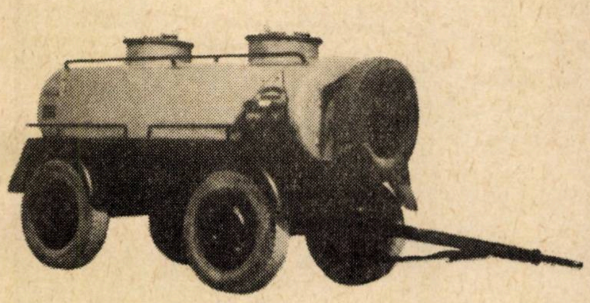
UZINA DE CONSTRUCȚII DE MAȘINI
CRAIOVA



REMORCA-CISTERNĂ RC – 3,6

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă . . . . aprox.	3 600 l conf. indic. de pe placa de timbru.
— Greutatea proprie	2 300 kg
Dimensiuni de gabarit :	
— lungimea totală	5 250 mm
— lățimea totală	2 000 mm
— înălțimea maximă	2 200 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 600 mm
— Viteza maximă . . . . (în funcție de categoria drumurilor)	25—40 km/h
Unghiul de stabilitate laterală :	
— cisterna plină	26°
— cisterna goală	31°



REMORCA-CISTERNĂ RC – 1,8
(pentru tractor)

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă . . . . . . aprox.	1 800 2 × 110 l
— Greutatea proprie	1 150 kg
Dimensiuni de gabarit :	
— lungimea totală	3 305 mm
— lățimea totală	2 125 mm
— înălțimea maximă	1 960 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 755 mm
— Viteza maximă	25 km/h
Unghiul de stabilitate laterală :	
— cisterna plină	26°
— cisterna goală	31°

METALEXPORT
WARSZAWA

oferă:

MAŞINI ŞI ECHIPAMENT MODERN PENTRU INDUSTRIA STICLEI:

- **linii complete pentru producerea sticlelor**
  pentru bere, vin, limonadă şi alte băuturi asemănătoare, pentru capacităţi de 0,3—1 l;
- **maşini şi echipament pentru producerea containerelor de sticlă**
  pentru conserve, gemuri şi conserve în oţet, de capacităţi cuprinse între 0,5 şi 2 l;
- **maşini Fourcault pentru desenat pe plăci de sticlă**
  lăţimea brută a plăcilor de sticlă 2 000 şi 2 500 mm; maşinile pot fi livrate cu dispozitive complete pentru primirea şi transportul automat al plăcilor de sticlă pînă la atelierul unde se face tăierea;
- **laminoare de sticlă pentru producerea de sticlă ornamentală şi sîrmă de sticlă**
  laminoare universale cu lăţimea de 1 400 şi 1 600 mm; cuptoare de recoacere; stivuirea plăcilor de sticlă: seturi de rulouri lustruite şi gravate;
- **diferite maşini şi echipament auxiliar**
  cuptoare electrice pentru curbarea şi călirea geamurilor; maşini de şlefuit şi lustruit plăcile de sticlă; malaxoare, încărcătoare automate şi altele.

Prospecte şi informaţii complete la cerere

SINGURUL EXPORTATOR:

METALEXPORT
Varşovia 49, Mokotwska
Telegrame: METALEX, Varşovia

I. P. 2, c. 950

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Валентин Рейляну: **Влияние грануляции известняка на физико-химические свойства самофлюсующегося агломерата.**

В статье представлены результаты исследований, произведенных на металлургическом комбинате в Хунедоара с целью определения влияния грануляции известняка на свойства самофлюсущегося агломерата.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), № 4, стр. 289—293

Ион Бэрэску: **Новая система очистки доменного газа.**

В статье рассматривается очистка доменного газа на установках с трубками Вентури, а именно: теоретические и практические основы: схема очистительной установки с трубками Вентури, спроектированная для новых доменных печей металлургического комбината в Решице и результаты, полученные при ее использовании; технико-экономические преимущества этой системы очистки.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 4, стр. 294—301

Константин Ст. Ионеску и *Мария Солаколу*: **Некоторые научные критерии термической обработки стали.**

Приводятся некоторые научные критерии для выбора и проведения термообработки стали. С этой целью представлена кинетика распада аустенита при непрерывном охлаждении и в изотермических условиях, диаграммы превращение-температура-время для некоторых сталей, кривые охлаждения для различных сечений и различных сред, способ использования и факторы, которые необходимо принимать во внимание при проведении термообработки.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 4, стр. 302—317

Для молодого инженера

Георге Попеску: **Современные способы травления и очистки прокатных изделий в полуготовом и готовом виде.**

В статье представлены технологические процессы, установки и современные агрегаты, используемые для травления и очистки прокатных полуготовых и готовых изделий.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 4, стр. 317—325

Из заводского и лабораторного опыта

Георге Бездадя: **Полуавтоматизация изгототовления легкоплавких моделей для точного литья.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962) № 4, стр. 326—327

Ливиу Тэтару: **Определение осевой нагрузки агрегата дуо в случае прокатки труб из стали без варки.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 4, стр. 328—330

Машиностроение

Корнел Лазэр: **Развитие машиностроительной промышленности в СССР.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 4, стр. 331—335

Адриан Думитреску: **Некоторые вопросы производства в стране мощных морских судовых двигателей Дизель.**

Указываются современные направления в производстве мощных судовых дизелей, в связи с развитием судостроения и судовых двигательных систем; затем рассматриваются возможности производства мощных судовых дизелей в РНР.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. *14*, (1962) № 4, стр. 335—352

Вольдемар Гецу: **Модернизация станков.**

В статье рассматривается общая точка зрения на вопрос модернизации станков, систематизируя технические и экономические аспекты.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 4, стр. 353—358

Для молодого инженера

Валентин Косороаба: **Расчет автоматических задвижек для поршневых компрессоров.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 4, p. 359—361

Охрана труда

Отто Шнабель: **Защитная установка для предотвращения несчастных случаев на эксцентриковых прессах.**

Представлена новая предохранительная установка для избежания несчастных случаев при работе на эксцентриковых прессах, созданная и экспериментированная Научно-исследовательским институтом по охране труда.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 4, стр. 362—367

Изобремтния 368

Документация 368—374

Реценнзии 375—379

Хроника 379—381

Информации 381—382

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Valentin Răileanu : **Der Einfluss der Granulosität des Kalksteins auf die physich-chemischen Eigenschaften des Selbstflussmittel-Agglomerats.**

Im Aufsatz werden die Ergebnisse einiger im Verhüttungs-Kombinat — Hunedoara vorgenommenen Versuche zur Bestimmung des Einflusses der Granulosität des Kalksteins auf die Eigenschaften des Selbstflussmittel-Agglomerats, dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 289–293

Ion Bărăscu: **Ein neuer System der Gasreinigung im Hochofen.**

Im Aufsatz wird behandelt die Reinigung des Gicht-Gases in Anlagen mit Venturi-Röhren. Folgende Aspekte werden erläutert : die theoretischen und praktischen Grundlagen ; das Schema der Reinigungsanlage mit Venturi-Röhren, die für die neuen Hochöfen des Metallurgischen Kombinats-Reschitza projektiert wurde, und die durch deren Anwendung erzielten Ergebnisse ; sowie die technisch-ökonomischen Vorteile dieses Reinigungssystems.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 294—301

Constantin Şt. Ionescu und Maria Solacolu : **Einige wissenschaftliche Kriterien zur thermischen Behandlung des Stahls.**

Es werden einige wissenschaftliche Kriterien zur Auswahl und Führung der thermischen Behandlung des Stahls beschrieben. Zu diesem Zweck werden der Zersetzungsvorgang des Austenits beim stetigen Kühlen und unter isothermen Bedingungen, die Umänderungsdiagramme Temperatur — Zeit für einige Stähle, die Kühlkurven für verschiedenen Sektionen in verschiedenen Umgebungen, die Anwendungsart und die Faktoren die bei der Einführung der thermischen Behandlung in Betracht gezogen werden müssen, dargestellt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 302–317

Für den Jungingenieur

Gheorghe Popescu : **Moderne Verfahren zur Einschlackung und Reinigung des halbfertigen und fertigen Walzgutes.**

Im Aufsatz werden die technologischen Verfahren, die modernen Analogen und Aggregate, die bei der Reinigung und dem Planieren des halbfertigen und fertigen Walzgutes angewendet werden, beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 317–325

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Gheorghe Bezdadea : **Die Halbautomatische Herstellung der Ausschmelzmodelle für den Präzisionguss.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 326—327

Liviu Tătaru : **Die Bestimmung der Axialleistung des Duo-Aggregats beim Walzen der nahtlosen Stahlröhre.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 328–330

Maschinenbau

Cornel Lazăr : **Die Entwicklung des Maschinenbaus in der UdSSR.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 331–335

Adrian Dumitrescu : **Einige Fragen des Baus der Schiffdiesel-Grossmotoren in unserem Lande.**

Es wird die heutige Tendenz mit Bezugnahme auf die Entwicklung im Schiffbau, sowie die verschiedenen Schiffantriebssystemeim Bau der Schiffdiesel-Grossmotoren gezeigt. Weiter werden die Aussichten der Erzeugung des Schiffsdiesel-Grossmotores in der RVR analysiert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 335–342

Waldemar Gheţu : **Die Modernisierung der Werkzeugmaschinen.**

Im Aufsatz wird der allgemeine Aspekt der Modernisierung der Werkzeugmaschinen behandelt, und die technischen und ökonomischen Aspekte systematisiert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 343–358

Für den jungingenieur

Valentin Cosoroabă : **Die Bemessung des Kolbenverdichters**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 4, p. 359-361

Arbeitsschutz

Otto Schnabel : **Schutzanlagen zur Umfallsverhütung der bei Exzenterpressen.**

Es wird eine neue Schutzanlage zur Umfallsverhütung bei Exzenterpressen beschrieben die vom Wissenschaftlichen Forschungsinstitut für Arbeitsschutz entwickelt und experimentiert wurde.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 362–367

Erfindungen 368
Dokumentation 368–374
Buchbesprechungen 375–379
Chronik 379–381
Informationen 381–382

SOMMAIRE

Metallurgie

Valentin Răileanu : **Influence de la granulation du calcaire sur les propriétés physico-chimiques de l'aggloméré autofondant.**

Dans cet article on présente les résultats d'une série de recherches effectuées au Combinat sidérurgique Hunedoara, pour déterminer l'influence de la granulation du calcaire sur les propriété de l'aggloméré autofondant.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4 p. 289—293

Ion Bărăscu : **Nouveau système d'épuration du gaz de gueulard.**

L'article traite de l'épuration du gaz de gueulard dans des installations aux tubes Venturi. Il en expose : les base théoriques et pratiques ; le schéma de l'installation d'épuration aux tubes Venturi, projetée pour les nouveaux hauts-fourneaux du combinat metallurgique Reşiţa et les résultats obtenus par son utilisation ; les avantages technico-économiques de ce système d'épuration.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *13* (1962) nr. 4, p. 294–301

Constantin Şt. Ionescu et Maria Solacolu : **Des critériums scientifiques pour le traitement thermique de l'acier.**

On expose quelques critériums scientifiques pour choisir et diriger le traitement thermique des aciers. On présente à cet effet la cinétique de la décomposition de l'austénite au refroidissement continu et dans des conditions isothermes, les diagrammes de transformation — température-temps-pour quelques aciers, les courbes de refroidissement pour sections différentes dans des milieux différents, le mode d'emploi et les facteurs dont ont doit tenir compte à l'exécution du traitement thermique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 302—317

Pour le jeune ingénieur

Gheorghe Popescu : **Procédés modernes de décapage et nettoyage des laminés mi-finis et finis.**

Dans cet article on présente les procédés technologiques les installations et les agrégats modernes employés au décapage et au nettoyage des laminés mi-finis et finis.

Metalurgia şi Construcţia de Maini, *14* (1962) nr, 4, p. 317–325

De l'expérience des usines et des laboratoires

Gheorghe Bezdadea : **Semi-automation de la confection des modèles facilement fusibles pour le coulage de précision.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 4, p, 326—327

Liviu Tătaru : **Calcul de l'effort axial sur l'agrégat duo, au cas du laminage des tubes en acier sans soudure.**

Metalurgia şi Cosntrucţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 328–330

Constructions de machines

Cornel Lazăr : **Développement de l'industrie des constructions de machines en U.R.S.S.**

Metalurgia şi Contruscţia de Maşini, *14* (1962), nr. 4, p. 331–335

Adrian Dumitrescu : **Quelques problèmes de la fabrication en R.P.R. des gros moteurs Diesel marins.**

On montre les tendances actuelles dans la construction des gros moteurs Diesel marins, rattachées à l'évolution des constructions navales et des systèmes de propulsion des navires ; on analyse ensuite les perspectives concernant la fabrication en R.P.R. des gros moteurs Diesel marins.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4 p. 335–352

Waldemar Gheţu : **Modernisation des machines-outils.**

Dans cet article on traite de l'aspect général du problème de la modernisation des machines-outils, en systématisant les aspects techniques et économiques de ce problème.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4, p. 353—358

Pour le jeune ingénieur

Valentin Cosoroabă : **Dimensionnement des soupapes pour les compresseurs à piston.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 4 p. 359–361

Protection du travail

Otto Schnabel : **Installation de protection pour prévenir les accidents aux presses à excentrique.**

On présente une nouvelle installation de protection pour prévenir les accidents aux presses à excentrique, réalisée et expérimentée à l'Institut de recherche scientifique pour la protection du travail.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 4, p. 362–377

Inventions 368

Documentation 368–374

Comptes-rendus 375–379

Chronique 379–381

Informations 381–382

CONTENTS

Metallurgy

Valentin Răileanu : **The influence of limestone granulation on the physical and chemical properties of self-fluxing agglomerate.**

The results are presented in this paper of some tests carried out at the Hunedoara siderurgical complex works for determining the influence of limestone granulation on the properties of the self-fluxing agglomerate.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) N° 4, 289–293

Ion Bărăscu : **A new purification system of furnace gas.**

This paper discusses different problems relating to the purification of furnace gas in the installations with Venturi tubes including: the theoretical and practical bases; the scheme of the purifying installation with Venturi tubes designed for the new furnaces of the Reşiţa metallurgical aggregate works; the results obtained from its use and the technical and economic advantages of this purifying system.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) N° 4, 294—301

Constantin Şt. Ionescu and Maria Solacolu : **Some scientific criteria for the thermal treatment of steels.**

Some scientific criteria are given for the choice and application of the thermal treatment of steels.

The problems discussed include the kinetics of austenite decomposition at continuous cooling and under isothermal conditions, the time-temperature transforming diagrams for several steels, the cooling curves for different sections in different media, the way of applying the thermal treatment and the factors to be taken into account during the application.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 302–317

The young engineers guide

Gheorghe Popescu : **Some modern techniques for the pickling and cleaning of semi-finished and finished rolled goods.**

This paper presents the technological procedures as well as the modern equipment and assemblies used to pickle and clean the semi-finished and finished rolled goods.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 317—325

From the experience of our works and laboratories

Gheorghe Bezdadea : **The semi-automatized manufacture of easily fusible models for precision foundries.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 326—327

Liviu Tătaru : **Determining the axial stress in duo rolling mills, in the case of seamless steel pipe rolling.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 328—330

Machine building

Cornel Lazăr : **The development of the machine building industry in the U.S.S.R.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 331–335

Adrian Dumitrescu : **Some problems relating to the production in our country of large marine Diesel engines.**

The author indicates the latest trends in Diesel engine design for marine purpose in connexion with the development of ship building as well as of ship propulsion systems; the production prospects in the R.P.R. of large marine Diesel engines are also analysed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 335–352

Waldemar Gheţu : **The modernization of machine tools.**

The general aspect of the problem of machine tool modernization is dealt with including a systematic discussion of technical and economic features.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 353—358

For young engineers

Valentin Cosoroabă : **Determining the dimensions of automatic valves in piston compressors.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4, 359—361

Labour protection

Otto Schnabel : **Protection outfit for preventing the accidents in eccentric presses.**

The description is given of a new protection outfit for preventing accidents in eccentric presses, achieved and tested by the Institute for Labour Protection Research.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) N° 4 p, 362–367

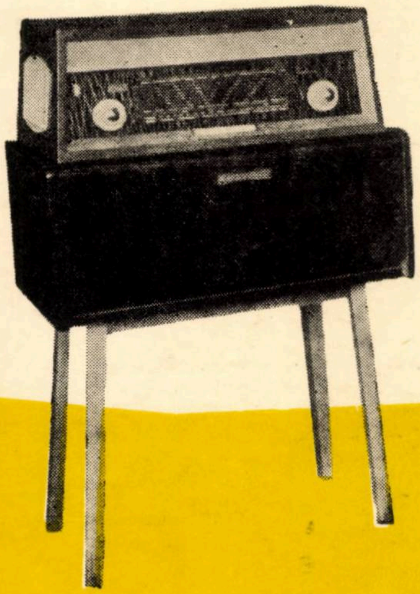
Inventions 368
Documentation 368–374
Reviews 375–379
Chronicle 379–381
News 381–382

MŰSZAKI·KÖNYVTÁR
1823
100

Radioreceptorul

FANTEZIA

cu picup

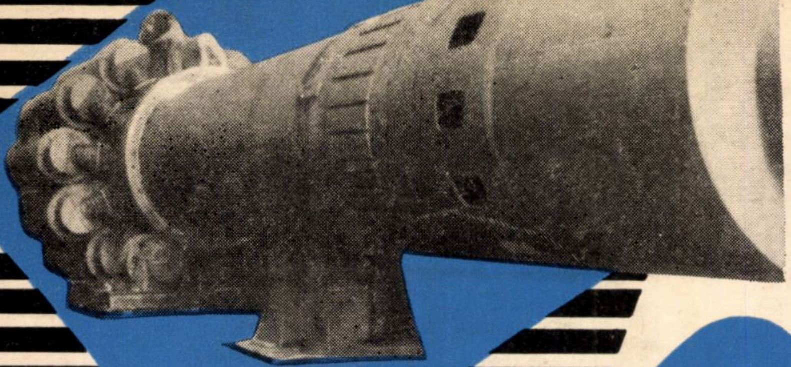


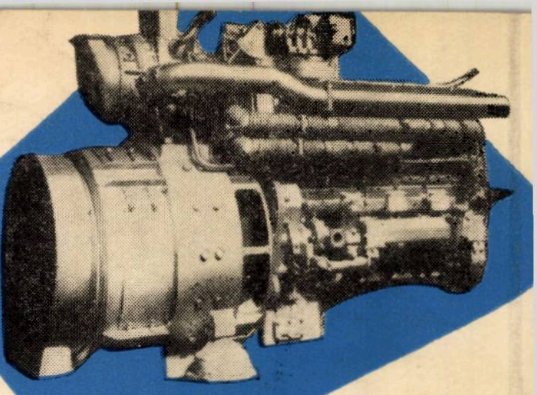
- picup GE-56 cu 3 viteze și oprire automată
- 3 + 2 tuburi electronice
- indicator optic de acord
- 2 difuzoare de 2,5 VA
- 3 game de unde
- reglaj de ton

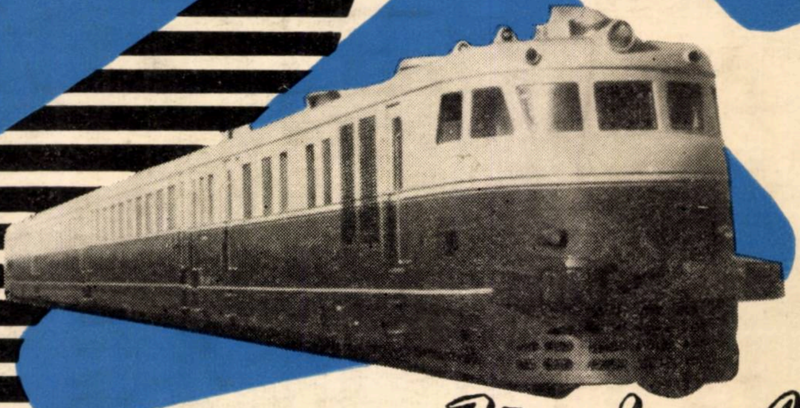
PREZENTAT ÎNTR-O CASETĂ ARMONIOS ÎMBINATĂ ȘI CU LINII MODERNE, CREEAZĂ O AMBIANȚĂ PLĂCUTĂ ORICĂRUI INTERIOR.

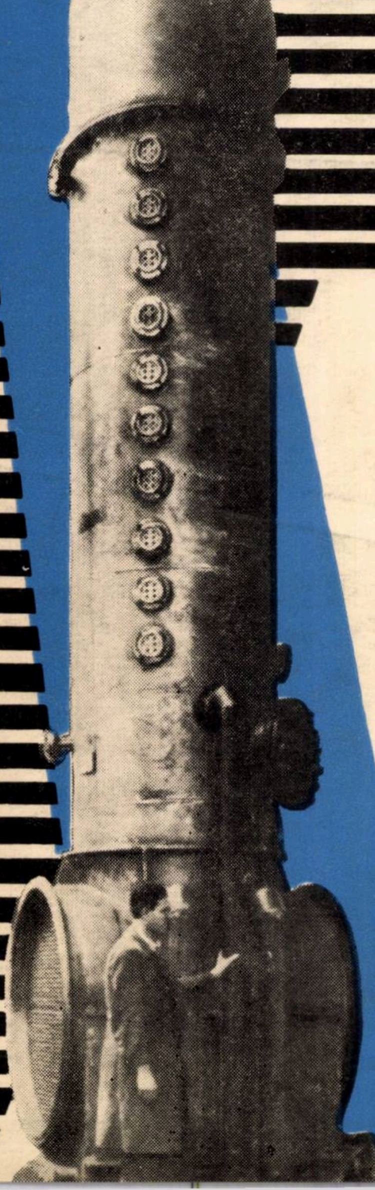
Electronica

Întreprindere industrială de stat pentru piese și aparate de radio, televizoare și electronică industrială









Uzinele

23 AUGUST

București

EXECUTĂ:

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.

R

REFERALV

KAT

metalurgia și construcția de mașini

5

DIN CUPRINS:

IOSIF VEISER: Produse refractare de calitate îmbunătățită pentru podul de turnare a oțelului.

ION SCARLAT, NICOLAE CĂRĂBAȘ și GHEORGHE VLASE: Organizarea exploatării cubilourilor în funcție de analiza gazelor de ardere.

ARDAȘ KUNDACGIAN, CONSTANTIN MATEI și FLORIN PANAITESCU: Oțelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oțelului 13 CN 25 în fabricația de sape de foraj.

VLADIMIR JAGHELLO: Laminarea țevilor fără sudură din oțeluri înalt aliate la un laminor tip Stossbank.

ION NAN și ROMULUS SUSAN: Reglaje și utilizări ale transmisiilor hidrostatice.

BERNARD HOROVITZ și VOICU SAFTA: Studiu experimental asupra unor măsuri constructive pentru mărirea rezistenței la oboseală a pieselor filetate.

RADU MANOLIU și WALDEMAR GHEȚU: Linii-transfer pentru familii de piese.

RADU DUMITRU, CONSTANTIN ȘARLĂU și ALEXANDRU OPRENDEK: Sudarea conductelor din oțel cu conținut mărit de carbon ($C=0{,}5\%$) pentru transportul gazelor sub presiune.

PAVEL PODJEVIN și IOSIF CATZ: Dispozitiv pentru limitarea sarcinii maxime la podurile rulante.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 5 ★ mai

T·50

UZINA DE UTILAJ PETROLIER — TÎRGOVIȘTE

execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

Se folosește la foraj cu prăjini de $4^{1}/_{2}$ pînă la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC – 650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50,** telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

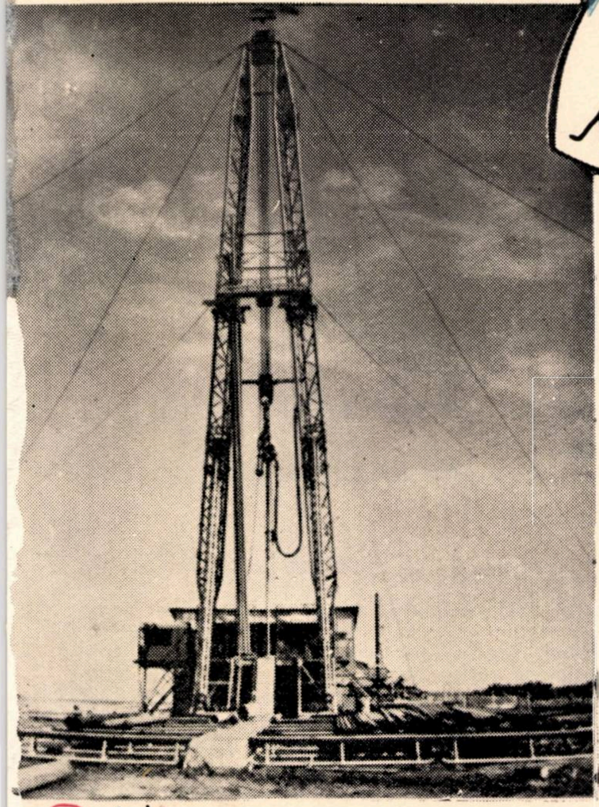
SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175—17$^{1}/_{2}$″.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 (7$^{1}/_{4}$″ x 12″). Grupul energetic, turla și troliul formează o unitate transportabilă montată pe o remorcă care este tractată de

UZINA

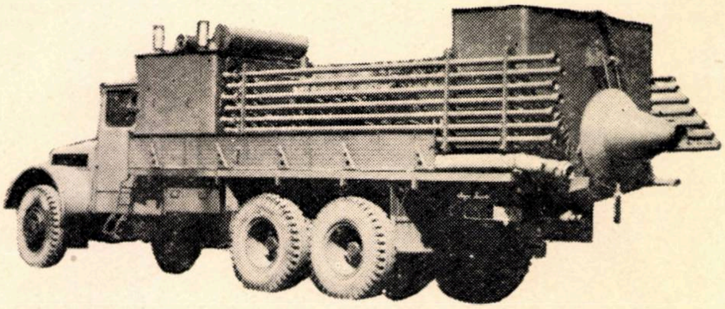
1 mai

EXECUTA •



- INSTALATII DE FORAJ TIP 4LD-150
- INSTALATII DE FORAJ TIP 2DH- 75A
- INSTALATII DE FORAJ TIP 3DH-200
- POMPE DE NOROI DUPLEX TIP 2PN-800
- POMPE DE NOROI CU PLUNGERE TIP4VPN-70
- TRIPLEX POMPE CU TRANSMISIE PENTRU NOROI 7¼"×12" TIP 3PN - 465 M
- TURBINE DE FORAJ SECTIONALE
- TURBINE SIMPLE
- INSTALATII DE PREVENIREA ERUPTIILOR
  CU ACTIONARE MANUALA
  CU ACTIONARE HIDRAULICA

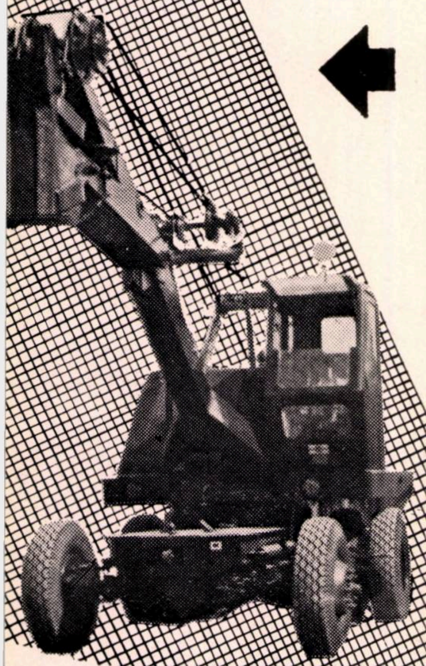
- CAPETE HIDRAULICE CH-200
- MACARA CIRLIG MONOBLOC CU AMORTIZARE HIDRAULICA 125;200;300tf
- SAPE CU ROLE
- SAPE CU LAME



AGREGATE DE
MENTARE • TIP AC-300M • TIP AC - 400M

UZINA DE CONSTRUCTII DE MASINI
— 1 MAI —

Uzina de utilaj greu
BRAILA



EXCAVATOR DE 0,3 m³ CAPACITATE

Maşina este folosită pentru lucrări de construcţii, săpături, construcţii de drumuri şi operaţii de încărcare.

Excavatorul este o maşină universală care se poate echipa cu următoarele utilaje de lucru:

- cupă directă
- cupă inversă
- macara de montaj
- draglină
- graifăr.

Excavatorul de 0,3 m³ are trenul de rulare pe pneuri, cu ambele osii motoare.

Comenzile sînt hidropneumatice.

Excavatorul de 0,3 m³ este echipat cu motor Diesel D—35 M.

CONCASOARE 4A ŞI 6A

Concasoarele cu fălci de tipurile 4A şi 6A sînt utilaje ce se întrebuinţează la sfărîmarea rocilor dure şi semidure, a minereurilor şi pietrelor folosite în industria extractivă, în construcţia drumurilor şi căilor ferate.

Productivitatea acestor utilaje variază după tip, între 4 şi 5 m³/h pentru tipul 4A, şi între 8 şi 10 m³/h pentru tipul 6A.

Puterea de acţionare a utilajului este de 10 CP pentru concasorul 4A şi 20 CP pentru concasorul 6A.

Grosimea maximă a pietrelor ce pot fi sfărîmate este de 130—170 mm pentru concasorul 4A şi 140—200 mm pentru concasorul 6A, după lăţimea deschiderii şi felul materialului de sfărîmat.

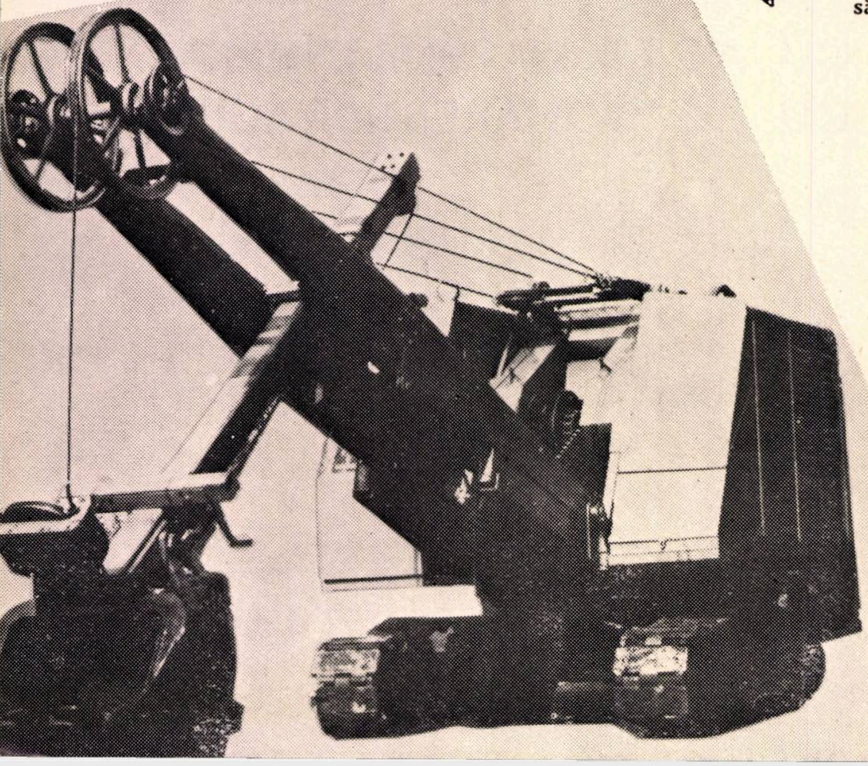
EXCAVATOR DE 0,5 m³ CAPACITATE

Maşină universală, pe şenile, cu multiple întrebuinţări în domeniul lucrărilor de construcţii, săpături, construcţii de drumuri etc.

Excavatorul poate fi dotat la comandă cu lingură de înălţime, lingură de adîncime, braţ pentru macara şi draglină.

Comenzile sînt hidromecanice.

Excavatorul este echipat cu motor Diesel de 80 CP.



RULOU COMPRESOR DE 10 TONE

Maşină rutieră de nivelat şi compactat, utilizată în construcţii de drumuri şi şosele.

Ruloul compresor de 10 t poate fi livrat la comandă specială cu instalaţie de stropire care serveşte la umezirea cu emulsie a cilindrilor maşinii atunci cînd se cilindrează asfalt rece.

Totodată poate fi echipat la comandă cu dispozitiv de scarificare pentru dislocarea pe o anumită adîncime a pămîntului dur.

solex

Produse chimice

Pigmenți anorganici, sub formă de pulbere albă amorfă

Oxid de zinc calitatea I

Bioxid de staniu

Litopon

PRODUSE METALURGICE

1 Aliaje antifricțiune Compoziție Y.Pb 98% — Bahnmetall, aliaj antifricțiune utilizat la cuzineții de vagonete, vagoane de cale ferată (marfă și persoane) și pentru axe cu 300—400 rot/min.

— Compoziția Y.Sn 10% — Weissmetall se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, la biele și osii de locomotive cu viteză mare.

— Compoziție Y.Sn 83% se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, turbine de abur, turbo-compresoare, motoare Diesel cu viteză mare, electromotoare etc.

2 Aliaje tipografice, folosite în industria tipografică pentru turnarea materialului tipografic :

Monotip — aliaje pentru mașinile de cules monotip.

Linotip — aliaje pentru mașinile de cules linotip.

Stereotipie — aliaje pentru plăci de stereotipie.

3 Alamă turnată în blocuri — AMTO — utilizată pentru armături, piese de ornament, piese diverse.

4 Bronz cu staniu — aliaje de cupru cu staniu — servesc la turnarea lagărelor pentru mașini-unelte, organe de mașini, armături speciale, lagăre pentru material rulant, armături la presiune etc.

5 Aliaje de cositor pentru lipit utilizate la lipit plumb, alamă, cupru, lipituri la flacără în tinichigerie, lipituri pe tablă de zinc, sîrmă galvanizată, lipituri pe tablă de alamă, tablă cositorită, conductoare electrice, lipituri la contoare electrice, lipituri fine în electricitate și radiofonie.

6 Aliaje de zinc (Zamak-uri) folosite în industria constructoare de mașini pentru armături, carburatoare și ca aliaje de înlocuire.

INTRAREA TORENTULUI Nr. 4 — BUCUREȘTI

FLUX
flux
SOLA
sola

ZINA DE POMPE SI MASINI AGRICOLE

BUCUREŞTI - STR. ZIDURI MOŞI Nr. 25

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI AL
ASOCIAȚIEI ȘTIINȚIFICE A INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR
ANUL XIV, MAI 1962, Nr. 5

CUPRINS

Metalurgia

Iosif Veiser: **Produse refractare de calitate îmbunătățită pentru podul de turnare a oțelului.**

Sînt descrise încercări de îmbunătățire a calității refractarelor pentru podul de turnare prin folosirea metodei de presare semiuscată.

Se arată, de asemenea, influența favorabilă pe care a avut-o aplicarea acestui procedeu asupra caracteristicilor produselor și asupra comportării lor la utilizare.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 385–389

Ion Scarlat, Nicolaie Cărăbaș și Gheorghe Vlase: **Organizarea exploatării cubilourilor în funcție de analiza gazelor de ardere.**

Dintre toate cubilourile, cubiloul cu aer redistribuit asigură în gazele de ardere cea mai mare sumă: $CO_2 + O_2$ liber $+ \frac{1}{2}CO$.

De asemenea, tot în acest cubilou se obțin cei mai buni coeficienți de ardere a carbonului și curba $(CO\,;\,CO_2 + O_2)$ cea mai apropiată de curba care reprezintă trecerea întregului oxigen din aer în gazele de ardere.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14* (1962), nr. 5, p. 389–393

Ardaș Kundacgian, Constantin Matei și Florin Panaitescu: **Oțelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oțelului 13 CN 25 în fabricația de sape de foraj.**

Se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate de ICEM în vederea economisirii nichelului prin înlocuirea oțelului aliat 13 CN 25 de cementare (STAS 793-53) cu un oțel cu conținut scăzut de nichel. Oțelul de înlocuire crom-nichel-molibden 18 MoCN, obținut prin încercări, are caracteristici similare cu ale oțelului 13 CN 25 și experimentat în fabricația sapelor cu trei conuri din utilajul petrolier și în exploatare la sonde s-a comportat satisfăcător.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 394–398

Vladimir Jaghello: **Laminarea țevilor fără sudură din oțeluri înalt aliate la un laminor tip Stossbank.**

În articol se tratează posibilitatea laminării țevilor din oțel inoxidabil și refractar la un laminor tip Stossbank.

Se prezintă pregătirea și rezultatele unei laminări experimentale originale cu posibilități de extindere în producție.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 399–404

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

Adrian Ionescu: **Un nou procedeu de formare pentru turnarea pieselor din oțel.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 405—407

Rudolf Moscovici. **Unele aspecte privind uzura ansamblului tachet-camă la motoarele cu turație ridicată.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 407–410

Ion Olteanu: **Experiența uzinelor „Republica"-București, în stabilirea ciclului de fabricație.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, p. 411–413

Construcția de mașinii

Ion Nan și Romulus Susan : **Reglaje și utilizări ale transmisiilor hidrostatice.**

În articol sînt prezentate cîteva exemple de utilizare a transmisiilor hidrostatice la vehicule rutiere și feroviare, mașini de ridicat și ambarcațiuni. S-au arătat unele scheme de funcționare precum și dispozitivele de reglaj și comandă, din care rezultă vastele posibilități de automatizare a lor.

Metalurgia și Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 5, p. 414—425

Bernard Horovitz și *V. Safta* : **Studiu experimental asupra unor măsuri constructive pentru mărirea rezistenței la oboseală a pieselor filetate.**

În articol se indică rezultatele încercărilor efectuate asupra unor epruvete cu crestături transversale (renuri) de tipul filetului.

Efectuînd încercări pe epruvete cu o singură renură transversală avînd forma corespunzătoare filetului M16, rezistența la oboseală a oțelului OLC 45 normalizat scade de la 31,5 kgf/mm^2 la 13,5 kgf/mm^2, ceea ce corespunde unui coeficient de concentrare $K_0 = 2,34$.

Prin utilizarea a două sau trei renuri consecutive identice, așezate la o distanță corespunzătoate pasului filetului, se obține o mărire a rezistenței la oboseală de la 13,5 la 15, respectiv 16 kgf/mm^2 (11% respectiv 18,5%).

O creștere mai însemnată a rezistenței la oboseală se obține prin practicarea unor renuri de descărcare de o parte sau de ambele părți ale grupului de renuri inițiale, cu o adîncime mai redusă decît a crestăturii de bază. În acest fel s-au obținut rezistențe la oboseală de 17,25 respectiv 18 kgf/mm^2, ceea ce corespunde unei creșteri față de epruveta cu o singură renură, de 27,8 respectiv 33,4%.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 5, p. 426—429

Radu Manoliu și *Waldemar Ghețu* : **Linii-transfer pentru familii de piese.**

După o expunere succintă a progresului în dezvoltarea liniilor-transfer se arată condițiile și avantajele tehnico-economice ale liniilor-transfer pentru familii de piese.

Se dau exemple prin prezentarea unor construcții de asemenea linii proiectate de ITCME, justificîndu-se soluțiile aplicate.

În încheiere se scoate în evidență importanța economică în R.P.R. a liniilor-transfer pentru familii de piese.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 5, p. 429—438

Pentru tînărul inginer

Radu Dumitru, Constantin Șarlău și *Alexandru Oprendek* : **Sudarea conductelor din oțel cu conținut mărit de carbon (C=0,5%) pentru transportul gazelor sub presiune.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 5, p. 439—443

Protecția muncii

Pavel Podjevin și *Iosef Catz* : **Dispozitiv pentru limitarea sarcinii maxime la podurile rulante.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 5, p. 444—447

Invenții — inovații 448
Documentare 449 — 463
Recenzii 464 — 466
Cronică 467 — 472
Informații 372 — 474

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I. Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manolic** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu** ; ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**

Metalurgia

ORSZÁGOS · MŰSZAKI · KÖNYVTÁR
1883

CZ 621.746.395 : 669.18.013.5

Produse refractare de calitate îmbunătățită pentru podul de turnare a oțelului

Ing. IOSIF VEISER
Institutul de cercetări metalurgice

Intensificarea continuă a proceselor metalurgice supune produsele refractare la condiții de utilizare din ce în ce mai grele, ca : creșterea temperaturilor la elaborare și turnare, mărirea duratei de turnare etc. O dată cu creșterea exigenței în ceea ce privește calitatea oțelului, se impune folosirea de materiale refractare cu caracteristici superioare. Deoarece puritatea oțelului turnat ca lingou depinde în mare măsură și de calitatea produselor refractare pentru podurile de turnare, s-a studiat îmbunătățirea acestor produse prin aplicarea tehnologiei de fabricare pe cale semiuscată. Aplicarea acestei tehnologii la fabricarea produselor de pod cu forme complicate și lungimi mari prezintă însă dificultăți la realizarea matrițelor și a utilajului.

În țara noastră cea mai mare parte a refractarelor pentru podurile de turnare se produce la fabrica ,,Muncitorul'' — Cristian, care aplică metoda de fasonare plastică după procedeul tehnologic obișnuit.

Materiile prime de producție proprie — argila Cristian și șamota Holbav — se macină și se introduc într-un amestecător Eirich, unde se prepară pasta ; compoziția materiilor prime este de 55% argilă și 45% șamotă. Fasonarea pieselor se face fie manual (la canale), fie la prese cu berbec sau cu fricțiune (la stele și cuburi).

Uscarea pieselor se efectuează inițial în hala de fasonare și final deasupra cuptorului. Arderea lor se face la 1 200 — 1 250°C în cele două cuptoare ale fabricii (tip cameră și tip Hofmann).

Lucrările experimentale de presare semiuscată a produselor refractare pentru podul de turnare s-au efectuat la fabrica ,,Muncitorul'' — Cristian, alegînd în acest scop cele șase repere care formează podul cu patru canale de la oțelăria nr. 1 a Combinatului siderurgic Hunedoara (două repere din tub de pîlnie, și cîte un reper din tub cu flanșe, stea, canal intermediar și canal de capăt) (fig. 1).

Presarea produselor s-a efectuat la o presă cu fricțiune de 120 t, cu deschiderea de 850 mm.

În cazul reperelor lungi (330 — 420 mm), pentru care deschiderea presei era insuficientă, s-a recurs la soluția ca operațiile de umplere și de golire a matriței să se facă în afara presei.

O altă problemă care a trebuit să fie rezolvată a fost asigurarea unei presări uniforme pe toată înălțimea pieselor. În cazul presei cu fricțiune, forța se exercită într-un singur sens, și din acest motiv produsele sînt presate mai bine la partea superioară, dar sînt insuficient presate la partea lor inferioară. Această diferențiere este cu atît mai sensibilă cu cît piesa este mai înaltă. Pentru înlăturarea acestei defecțiuni s-a suspendat pe arcuri corpul matriței și s-a folosit un poanson inferior așezat fix pe masa presei ; presarea de sus în jos se transformă astfel într-o presare bilaterală, ceea ce are ca efect o distribuire mai uniformă a presiunii pe toată înălțimea piesei.

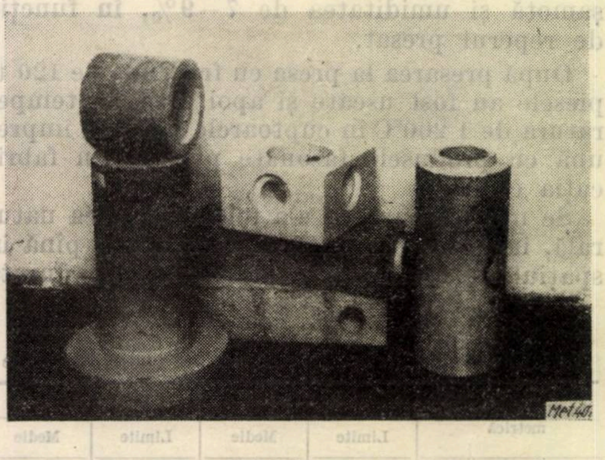


Fig. 1. Reperele podului de turnare cu patru canale.

Fabricarea primului lot experimental

În prima parte a cercetărilor s-a fabricat un lot de referinţă de produse refractare pentru poduri, avînd ca obiective precizarea parametrilor pentru presarea semiuscată şi stabilirea influenţei pe care o are acest sistem de presare asupra calităţii produselor.

Pentru ca rezultatele să fie comparabile, lotul de referinţă s-a fabricat cu materiile prime şi procesul tehnologic folosit în producţia curentă prin metoda plastică.

Caracteristicile materiilor prime utilizate sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristicile materiilor prime folosite la lotul de referinţă

Caracteristica	U.M.	Argilă Cristian	Şamotă Holbav
Al_2O_3	%	23,48	27,98
SiO_2	%	57,64	62,99
Fe_2O_3	%	2,73	3,52
TiO_2	%	1,49	1,69
CaO	%	0,63	0,70
MgO	%	0,90	0,77
Alcalii	%	2,11	2,23
P.C.	%	10,92	0,41
Capacitate de absorbţie	%	—	7,70
Densitate aparentă	g/cm³	—	2,00
Porozitate aparentă	%	—	16,00
Vitrifiere	°C	1200	—
Refractaritate	I.P.	165	165

Granulaţia materiilor prime a fost foarte variabilă, din cauza utilajelor necorespunzătoare din fabrică. În tabela 2 se arată variaţiile compoziţiei granulometrice în producţia curentă, într-un interval de şapte zile, în perioada experimentărilor.

Pasta s-a preparat în amestecător Eirich, folosindu-se proporţia de 55% argilă + 45% şamotă şi umiditatea de 7—9%, în funcţie de reperul presat.

După presarea la presa cu fricţiune de 120 t, piesele au fost uscate şi apoi arse la temperatura de 1 200°C în cuptoarele fabricii, împreună cu produsele fasonate plastic din fabricaţia curentă.

Se menţionează că s-a folosit uscarea naturală, începînd din hala de fasonare şi pînă în spaţiul de deasupra cuptorului. Atît durata cît şi rebuturile la uscare au fost mult mai reduse în cazul produselor presate semiuscat.

Tabela 2

Variaţiile compoziţiei granulometrice ale materiilor prime

Fracţiunea granulometrică	Argilă		Şamotă	
	Limite	Medie	Limite	Medie
mm	%	%	%	%
>2,5	0	0	1—18	8
1—2,5	8—31	18	16—61	42
0,5—1	14—29	23	11—23	18
0,2—0,5	25—32	27	8—41	16
<0,2	21—50	32	5—40	16

După ardere, produsele fabricate prin presare semiuscată au avut forme mai regulate, cu dimensiuni mai exacte decît ale produselor din fabricaţia curentă.

În tabela 3 se face o comparaţie între caracteristicile produselor presate semiuscat şi cele ale produselor fasonate plastic.

Tabela 3

Caracteristicile produselor din lotul de referinţă şi din producţia curentă

Reper	Simbol	Presate semiuscat (lot de referinţă)			Fasonate plastic (producţie curentă)		
		Capacitatea de absorbţie	Densitatea aparentă	Porozitatea aparentă	Capacitatea de absorbţie	Densitatea aparentă	Porozitatea aparentă
		%	g/cm³	%	%	g/cm³	%
Tub cu flanşe	A	10,23	2,02	20,0	10,41	1,96	20,0
Tub scurt pentru pîlnie	C	9,03	2,05	18,5	10,40	2,01	20,5
Tub lung pentru pîlnie	B	9,53	2,06	20,0	9,24	1,99	18,0
Canal intermediar	F	10,00	2,00	20,0	13,47	1,91	26,0
Canal de capăt	H	10,00	2,03	20,0	13,99	1,86	26,0
Stea	M	9,10	2,04	18,5	12,53	1,92	24,0

Curbele din figura 2 ilustrează influenţa favorabilă pe care a avut-o presarea semiuscată asupra calităţii produselor. Se constată că reperele presate semiuscat au avut caracteristici mai bune şi mai uniforme decît reperele fabricate în aceleaşi condiţii, dar fasonate plastic.

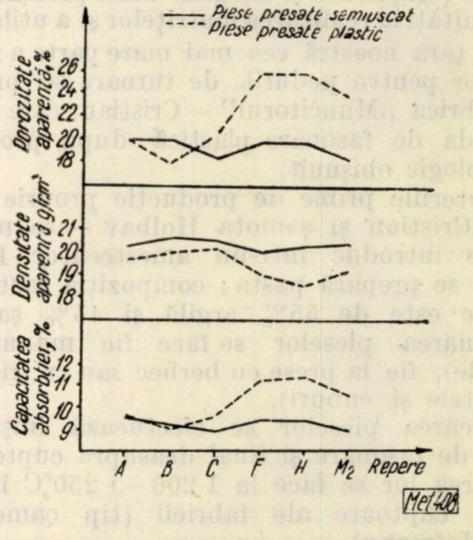


Fig. 2. Influenţa metodei de fasonare asupra caracteristicilor produselor :
——— piese presate semiuscat;
– – – – piese fasonate plastic.

Comportarea la turnare a produselor experimentale din lotul de referinţă *

Produsele fabricate semiuscat au fost folosite la turnare la Combinatul siderurgic — Hunedoara, pentru a se stabili comportarea lor la utilizare.

Experimentările au fost efectuate în aşa fel încît, la fiecare tren de turnare, podurile cu produsele presate semiuscat să alterneze cu podurile din produse fabricate curent, prin metoda plastică. În felul acesta, s-au asigurat condiţii de lucru identice pentru ambele sortimente de produse şi rezultatele se pot compara între ele.

S-au experimentat în total 50 de poduri, dintre care 26 au fost formate din produse presate semiuscat şi 24, din produse fasonate plastic.

Pentru aprecierea comportării la turnare, s-a ales ca element de comparaţie eroziunea** produselor refractare în timpul turnării. În acest scop s-au măsurat diametrele interioare ale produselor înainte de turnare şi diametrele exterioare ale cozilor de turnare rezultate. Diferenţa dintre aceste diametre, raportată la diametrul interior al tubului şi înmulţită cu 100, reprezintă procentul de eroziune a refractarelor de pod în timpul turnării.

S-au efectuat peste 600 de măsurări, în urma cărora s-au constatat următoarele :

— eroziunea pieselor presate semiuscat a variat între 0,45 şi 5%, cu media de 2,5% ;

— eroziunea pieselor fasonate plastic a variat între 0,5 şi 7%, cu media de 3,8%.

Prin urmare, eroziunea în timpul turnării a pieselor presate semiuscat a fost mai redusă decît a pieselor din producţia curentă.

Lucrările efectuate au arătat deci că înlocuirea fasonării plastice prin presare semiuscată, chiar dacă restul procesului tehnologic rămîne neschimbat, a îmbunătăţit calitatea produselor de pod, atît din punctul de vedere al caracteristicilor, cît şi din acela al comportării lor la utilizare.

Fabricarea unui lot semiindustrial de produse refractare pentru podul de turnare, presate semiuscat

La acest lot s-a urmărit obţinerea unei îmbunătăţiri mai avansate a calităţii produselor, prin schimbarea materiilor prime, a granulaţiilor şi a reţetelor. Materiile prime folosite şi caracteristicile lor sînt arătate în tabela 4.

Tabela 4

Caracteristicile materiilor prime din lotul semiindustrial

Caracteristica	Argilă Cristian	Argilă Suncuiuş	Şist Tg. Jiu	Şamotă Cristian	Şamotă Suncuiuş	Nisip Popeşti
Al_2O_3 %	23,74	29,74	24,79	28,02	33,68	7,22
SiO_2 %	57,00	53,80	62,96	61,95	58,04	87,17
Fe_2O_3 %	2,87	2,69	2,47	3,38	3,03	0,82
TiO_2 %	0,99	0,92	0,61	1,37	1,09	0,87
CaO %	0,90	0,34	0,40	0,88	0,31	0,32
MgO %	1,26	1,04	0,78	1,34	1,14	0,35
Alcalii %	0,98	1,64	1,14	1,96	2,19	0,32
P.C. %	11,48	9,39	6,73	0,90	0,39	2,59
Refractaritatea I.P.	165	173/175	163/165	165	173/175	163/165

Granulaţiile materiilor prime folosite la acest lot au fost :

— pentru argilă : 100% — sub 0,09 mm ;
— pentru şamotă şi şist: 60% — 0,5 — 3 mm ;
40% — sub 0,2 mm ;
— pentru nisip : 100% — sub 0,5 mm.

La fabricarea lotului semiindustrial s-au folosit patru reţete, care sînt arătate în tabela 5.

Tabela 5

Reţete folosite la lotul semiindustrial

Reţeta nr.	Materii prime folosite					
	Argilă Cristian	Şamotă Cristian	Şist Tg. Jiu	Nisip Popeşti	Argilă Suncuiuş	Şamotă Suncuiuş
	%	%	%	%	%	%
1	40	60	—	—	—	—
2	—	—	—	—	40	60
3	40	40	20	—	—	—
4	40	45	—	15	—	—

După cum se vede din tabelă procentul de degresant din reţetele acestui lot a fost mărit la 60%, faţă de 45% cît a fost la lotul de referinţă, ceea ce a contribuit la o îmbunătăţire mai avansată a caracteristicilor produselor, aşa cum se arată — de altfel — în tabela 6.

Analizînd datele din tabela 6, se constată următoarele :

— rezistenţa la compresiune şi la şoc termic a produselor presate semiuscat este mai bună decît a celor fasonate plastic ; aceasta se datoreşte atît metodei de presare, cît şi măririi procentului de degresant din reţete ;

— produsele presate semiuscat au în medie o compactitate ceva mai bună şi, în special, mai uniformă decît produsele din fabricaţia curentă.

---

[*] La aceste experimentări a colaborat ing. B. Jitea (I.C.E.M.).

[**] Termenul ,,eroziune'', folosit în articol, se referă la uzura refractarelor în timpul turnării, datorită atît acţiunii mecanice a oţelului topit, cît şi coroziunii termochimice.

Tabela 6

Caracteristicile produselor presate semiuscat în lotul semiindustrial şi ale produselor din fabricaţia curentă

Caracteristici		Produse presate semiuscat				Produse fasonate plastic din fabricaţia curentă
		1	2	3	4	
SiO_2	%	63,60	58,34	63,95	67,70	—
Al_2O_3	%	28,74	34,80	29,06	26,00	—
Fe_2O_3	%	3,12	2,75	2,83	2,70	—
Refractaritate	I.P.	165	173/175	163/165	163/165	163/165
Capacitatea de absorbţie	%	11,7—14,1	8,42—10,88	9,92—12,8	10,65—13,4	9,24—14
Densitatea aparentă	g/cm³	1,9—1,97	2,08—2,15	1,92—2,02	1,94—2,02	1,86— 2,01
Porozitatea aparentă	%	24—26	20—22	20—24	22—25	18—26
Rezistenţa la compresiune	kgf/cm²	435	465	358	350	circa 150
Rezistenţa la şoc termic	s	60	57	143	75	32

Observaţii: Rezistenţa la şoc termic s-a determinat printr-o metodă specială descrisă de G. G. Aristov [1]: Un tub ceramic este înfăşurat cu o rezistenţă, care se poate încălzi la circa 900°C. Tubul, cu rezistenţa încălzită, se introduce în canalul piesei supuse încercării şi se notează timpul, în secunde, pînă apare prima fisură. Durata totală a încercării este de 3 min.

Utilizarea produselor presate semiuscat din lotul semiindustrial*

Produsele din lotul semiindustrial s-au utilizat la turnare la oţelăria nr. 1 a Combinatului Siderurgic Hunedoara, concomitent cu podurile din produse fasonate plastic. Metoda de lucru folosită a fost identică cu aceea descrisă anterior la lotul de referinţă.

S-au efectuat 23 de turnări (17 la cuptorul electric şi 6 la oţelăria Siemens Martin), la care s-au folosit 48 de poduri din produse presate semiuscat şi 28 de poduri din produse fasonate plastic. S-au turnat următoarele mărci de oţeluri: 43 VC 11; 13 CN 25; OAT 1; 12 G2A; OLX 52; OL 60; OLC 45; OLC 50 S; OLC 15.

Pentru aprecierea comportării la utilizare a produselor refractare pentru pod, s-au ales următoarele criterii:

a) eroziunea refractarelor în timpul turnării;

b) aspectul cozilor de turnare;

c) incluziunile din oţelurile turnate prin podurile experimentale.

a) La determinarea eroziunii produselor refractare pentru poduri în timpul turnării, s-a procedat la fel ca la lotul de referinţă şi, în urma a peste 1 500 de măsurări efectuate, s-au obţinut următoarele rezultate medii:

	Produse presate semiuscat, %	Produse fasonate plastic, %
Tuburi pentru pîlnii	0,11	1,77
Canale	0,31	1,72

b) Pentru aprecierea aspectului cozilor de turnare, s-au ales patru probe-etalon de cozi de turnare din exploatarea curentă; acestea au fost notate de la 1 la 4, începînd cu aspectul cel mai curat şi mai neted şi terminînd cu aspectul rugos, lipituri de refractare, bavuri etc. (fig. 3).

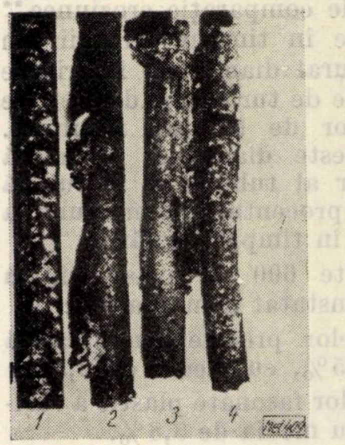


Fig. 3. Etaloanele alese pentru cozile de turnare.

Rezultatele comparării aspectului cozilor de turnare de la podurile experimentale cu etaloanele alese sînt arătate în tabela 7.

Tabela 7

Aspectul cozilor de turnare experimentale comparate cu etaloanele alese din exploatarea curentă

Etalon nr.	Tuburi de pîlnie		Canale	
	Semiuscat	Plastic	Semiuscat	Plastic
	%	%	%	%
1	60	17	50	3
2	35	51	40	36
3	5	17	10	48
4	0	15	0	13

c) După laminarea lingourilor de oţel turnate prin podurile experimentale s-au luat probe de strunjire în trepte şi s-a determinat existenţa incluziunilor. Rezultatele arată că 8% din lingourile turnate prin podurile din produse presate semiuscat prezintă incluziuni, în timp ce la podurile din produse fasonate plastic procentul de lingouri cu incluziuni se ridică la 23%.

Toate criteriile de apreciere a modului de comportare la utilizare au arătat deci că produsele presate semiuscat au avut o comportare mai bună, și anume:

---

* La încercările de utilizare au colaborat:
— ing. N. Petrescu şi ing. C. Camerman de la ICEM;
— ing. Coroiu, ing. Florea, ing. G. Simoc şi Croitoru de la C.S.H;
— ing. N. Ioachim, ing. D. Horga şi R. Atanasescu de la fabrica „Muncitorul" — Cristian.

— eroziunea lor în timpul turnării a fost de 0,11—0,31%, față de circa 1,70% la produsele fasonate plastic;

— la podurile din produse presate semiuscat, 50—60% din cozi au fost de calitatea întîi și nici una de calitatea a patra, în timp ce la celelalte poduri numai 3—17% din cozi au fost de calitatea întîi, iar 13—15% din cozi au fost de calitatea a patra;

— numărul de lingouri cu incluziuni a fost mai mic (8%) la podurile din produse presate semiuscat decît la podurile din produse fasonate plastic (23%).

Concluzii

1. Prin lucrările efectuate de ICEM în colaborare cu fabrica „Muncitorul"—Cristian, s-au precizat o serie de parametri și unele matrițe pentru presarea semiuscată — la presa cu fricțiune — a refractarelor pentru podul de turnare.

2. Lucrările de fabricație la scară semiindustrială au dovedit că presarea semiuscată are ca efect îmbunătățirea caracteristicilor produselor de pod.

3. Turnările de oțel efectuate la Combinatul siderurgic Huneadoara în scopul verificării practice a calității produselor refractare pentru podul de turnare presate semiuscat, în comparație cu cele fasonate plastic, au arătat că produsele presate semiuscat au avut o comportare mai bună, atît din punctul de vedere al eroziunilor în timpul turnării, cît și din acela al aspectului cozilor de turnare și al numărului de lingouri cu incluziuni, rezultate.

4. Pe baza acestor constatări, fabrica „Muncitorul" a introdus în producția curentă presarea semiuscată a stelelor, și cu această ocazie s-au confirmat și alte avantaje ale metodei, ca: mărirea productivității la fasonare cu 10—30%, micșorarea rebuturilor la fasonare și uscare, scurtarea timpului de uscare etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aristov, G. G. *Produse refractare pentru turnarea oțelului.* Editura de stat tehnico-științifică pentru literatura de siderurgie și metalurgia neferoaselor. Moscova, 1953.

CZ 621.745.34-06

Organizarea exploatării cubilourilor în funcție de analiza gazelor de ardere

Ing. ION SCARLAT, ing. NICOLAIE CĂRĂBAȘ și ing. GHEORGHE VLASIE
Uzina „Semănătoarea" – București

Exploatarea cubilourilor constituie o preocupare principală a metalurgilor din turnătorii și institutele de specialitate din țara noastră. Căile prin care se pot reduce cheltuielile pe tona de fontă lichidă sînt următoarele:

— reducerea consumului de cocs de împrospătare;

— reducerea oxidării elementelor;

— mărirea debitului și a randamentului termic etc.

Pentru realizarea unor valori cît mai optime pentru indicii enumerați mai sus, asupra cubiloului clasic cu trei rînduri de guri de vînt s-au efectuat o serie de studii și modificări.

La uzina „Semănătoarea", calea pentru obținerea de indici superiori a fost îndreptată spre recuperarea căldurii latente chimice din gazele de ardere. Analiza gazelor de ardere a fost factorul care ne-a condus la transformarea cubiloului clasic cu trei rînduri de guri de vînt în cubilou cu aer redistribuit cu șase rînduri de guri de vînt (fig. 1). La această ipoteză a îndrumat ipoteza că oxigenul în proporție de circa 1% în gazele de ardere este inhibitor pentru reacția: $CO_2 + C = 2CO$ — căldură.

Cubiloul cu aer redistribuit are următoarea distribuție în procente a suprafețelor gurilor de vînt, pe rînduri, față de suprafața lor totală:

— rîndul I 59%;
— rîndul II 13,85%;
— rîndul III 13,85%;
— rîndul IV 5,28%;
— rîndul V 5,28%;
— rîndul VI 2,74%;
Total 100,00%.

Ultimul rînd de guri se află la 100 mm sub nivelul cocsului de umplere.

În încercările făcute la uzina „Semănătoarea" s-au făcut experiențe cu: cubiloul clasic în care s-a folosit pentru partea de împrospătare 14, 12, 10, 9, 8% cocs; cubiloul cu aer redistribuit, în care s-a folosit 12, 10, 7% cocs de împrospătare; cubiloul cu gaz natural și cocs, în care s-a folosit 7—9% cocs de împrospătare și s-a lucrat industrial timp de 17 luni cu cubiloul cu aer redistribuit, în care s-a folosit 7—8% cocs de împrospătare.

În acest articol, îmbinînd rezultatele obținute în cazurile indicate mai sus cu elemente clasice de tehnologie şi chimie fizică, vom prezenta concluziile care se pot trage, pe baza analizei gazelor, asupra indicilor obţinuţi în cubilouri. În prezentarea datelor nu ne vom ocupa de cubiloul cu gaz natural şi cocs, deoarece în analizele de gaze care s-au efectuat pentru acest cubilou s-a omis determinarea cantităţii de vapori de apă din ele.

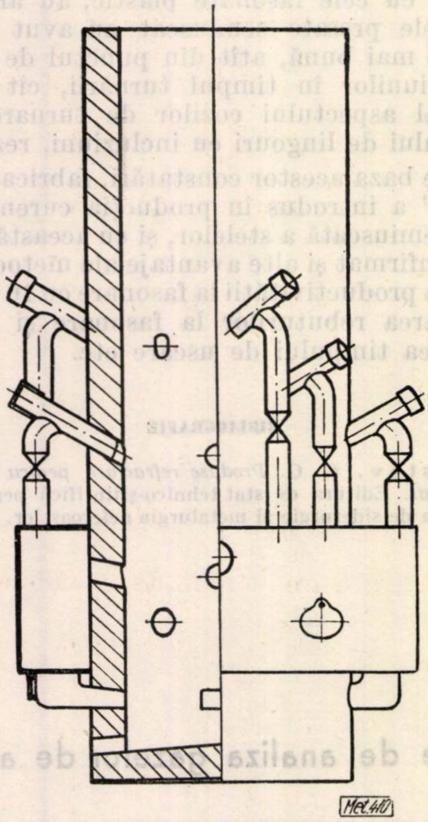


Fig. 1

Precizăm că acest cubilou este un agregat care înlocuieşte căldura care ar proveni din cocs prin căldura ce se obţine din gazul natural şi care în stadiul realizărilor actuale nu prezintă nici un avantaj economic faţă de cubiloul cu aer redistribuit; dimpotrivă, prezintă dezavantaje. Viitorul cubiloului cu gaz natural începe din momentul în care perfecţionarea lui va face posibilă topirea fără cocs de împrospătare. Dezavantajele actuale ale cubiloului cu gaz natural constau în faptul că foloseşte în plus, faţă de cubiloul cu aer redistribuit, circa 0,5–1% cocs de împrospătare şi gaz natural şi în faptul că vaporii de apă proveniţi din arderea gazului natural se descompun în contact cu cocsul incandescent, ajungîndu-se la 5–7% hidrogen liber în gazele de ardere.

Oxigenul introdus în cubilou. La cubilou, oxigenul ajunge sub formă de: oxigen din aerul insuflat, vapori de apă din aer, bioxid de siliciu, oxid de aluminiu, oxid de fier, oxid de calciu şi magneziu, bioxid de carbon şi oxid de carbon din substanţele volatile ale cocsului, bioxidul de carbon din calcar, apa care formează umiditatea materialelor solide introduse în cubilou etc.

Din oxigenul introdus în cubilou, activ este numai oxigenul din aer şi oxigenul din vaporii de apă introduşi cu aerul insuflat.

Dacă considerăm că aerul conţine 0,8% umiditate medie, compoziţia lui este:

— în greutate: 23,2% O_2; 76% N_2; 0,8% H_2O;
— în volum: 20,7% O_2; 78% N_2; 1,3% H_2O.

Ajungem la concluzia că procentul volumetric de oxigen liber plus cel din H_2O din aer este de: $20,7 + \frac{1,3}{2} = 21,35\%$ în cazul în care admitem că vaporii de apă se descompun total în prezenţa cocsului incandescent.

Descompunerea vaporilor de apă a fost verificată prin prezenţa de hidrogen în gazele de ardere analizate în laboratorul uzinelor „Semănătoarea".

Gazele de ardere. Gazele de ardere din cubilou conţin:

a) *Gaze formate în zona de oxidare care sînt*:

— bioxid de carbon format în zona de ardere:
— oxid de carbon format în zona de ardere;
— hidrogen rezultat din descompunerea vaporilor de apă din aer;
— azotul din aerul insuflat;
— oxigen neintrat în reacţie în zona de ardere;
— bioxid de sulf.

b) *Gaze formate deasupra zonei de topire care sînt*:

— vapori de apă proveniţi din evaporarea umidităţii încărcăturii cubiloului;
— substanţe volatile din cocs;
— bioxid de carbon provenit din disocierea calcarului.

Bilanţul oxigenului din aer. Bilanţul în procente volumetrice al oxigenului care se introduce prin aer în cubilou se poate formula prin egalitatea

$$CO_{2\,din\,ardere} + O_2 + \frac{CO}{2} + SO_2 + O_{zg} = \frac{21,35}{78,65} N_2, \qquad (1)$$

în care:

O_{zg} este oxigenul trecut în zgură sau dizolvat în metal.

Valoarea în procente a azotului din gazele de ardere este:

$$N_2 = 100 - CO_{2\,total} - O_2 - CO - SO_2 - H_2O \qquad (2)$$

din umiditate, restul substanţelor volatile din cocs.

Calculul sumei $CO_2\% + O_2\%$ şi al procentului de CO. În relaţiile de mai sus, dacă dăm valori pentru SO_2, H_2O din umiditate, substanţele volatile din cocs și oxigenul trecut în zgură, obținem:

$$CO_{2\,din\ ardere} + O_2 + \frac{CO}{2} + K = \frac{21,35}{78,65} N_2$$

$$100 - CO_{2\,total} - O_2 - CO - K_1 = N_2,$$

în care:

$$K \text{ este } O_{sg} + SO_2;$$

$K_1 = H_2O$ din umiditate + restul substanțelor volatile din cocs + SO_2.

Înlocuind pe N_2 din relația (1) cu valoarea sa din relația (2), obținem:

$$CO_{2\,din\ ardere} + O_2 + \frac{CO}{2} + K = 0,27\ (100 - $$

$$- CO_{2\,total} - O_2 - CO - K_1)$$

sau, efectuînd ecuația, se ajunge la:

$$1,27\ (CO_{2\,din\ ardere} + O_2) + 0,27\ CO_2\ \text{calcar} +$$

$$+ \text{cocs} + 0,77CO = 27 - 0,27\,K_1 - K. \qquad (3)$$

Să considerăm cazul în care:

$SO_2 = 0,035\%$;

CO_2 calcar + CO_2 cocs = 1,16% (4% calcar);

restul substanțelor volatile din cocs inclusiv CO = neglijabil;

umiditatea materialelor = 0,465%;

$O_{zg} = 0\%$ pentru limita inferioară a arderii elementelor;

$O_{zg} = 3\%$ pentru limita superioară a arderii elementelor (această cifră este inferioară aceleia care corespunde arderii maxime a elementelor, în conformitate cu indicațiile literaturii de specialitate);

$K = 0 + 0,035 = 0,035\%$ pentru limita inferioară;

$K = 3 + 0,035 = 3,035\%$ pentru limita superioară;

$K_1 = 0,465 + 0 + 0,035 = 0,500\%$.

Dacă aceste valori le înlocuim cu relația (3), cînd CO = 0% în gazele de ardere, obținem

— pentru valoarea inferioară a lui K:

$$CO_{2\,din\ ardere} + O_2 = \frac{27-0,27\times0,50-0,035-0,27\times1,16}{1,27} =$$

$$= 20,9\%;$$

— pentru valoarea superioară a lui K:

$$CO_{2\,din\ ardere} + O_2 = \frac{27-0,27\times0,5-3,35 - 0,27 \times 1,16}{1,27} =$$

$$= 18,5\%.$$

Dacă luăm în considerare influența bioxidului de carbon rezultat din descompunerea calcarului și a substanțelor volatile ale cocsului și a bioxidului de sulf, valorile de mai sus trebuie mărite cu:

$$\frac{0,27 \times 1,16}{1,27} - 0,035 = 0,245 - 0,035 = 0,21\%;$$

și în acest caz:

$$20,9\% + 0,21\% = 21,11\%,$$

iar

$$18,5\% + 0,21\% = 18,71\%.$$

Să considerăm că în relația (3) suma procentelor de bioxid de carbon provenit din ardere și a oxigenului liber din gazele de ardere este zero.

În acest caz relația (3) devine:

$$0,77\ CO = 27 - 0,27\ K_1 - K - 0,27 \times 1,16. \quad (4)$$

Înlocuind în relația (4) valorile K_1 și K obținem pentru $K = 0,35$:

$$CO = \frac{27 - 0,27 \times 0,5 - 0,035 - 0,27 \times 1,16}{0,77} =$$

$$= \frac{26,51}{0,77} = 34,5\%.$$

iar pentru $K = 3,035$:

$$CO = \frac{27 - 0,27 \times 0,5 - 3,035 - 0,27 \times 1,16}{0,77} =$$

$$= \frac{23,51}{0,77} = 30,5\%.$$

Aceste cifre trebuie mărite cu diferența:

$$\frac{0,27 \times 1,16}{0,77} - 0,035 = 0,45 - 0,035 = 0,415\%,$$

și astfel:

$$34,8\% + 0,415\% = 35,215\%,$$

iar

$$30,8\% + 0,415\% = 31,215\%.$$

Cu valorile obținute pentru CO_2 și CO se poate construi diagrama compoziției gazelor de ardere în cubilou (fig. 2). În această diagramă, dreapta *MP* reprezintă curba compozițiilor care are în ordonată suma $CO_2\% + O_2$, iar în abscisă CO%, în cazul în care tot oxigenul din aer a trecut în gazele de ardere. Dreapta *NR* reprezintă curba compozițiilor care are în ordonată suma $CO_2\% + O_2\%$, iar în abscisă CO%, în cazul în care 3% din oxigenul din aer a reacționat cu elementele care dau componenții zgurilor. Dreapta *MM'* reprezintă limita sumei $CO_2 + O_2 + \frac{1}{2}CO$ dintr-o analiză de gaze de ardere cînd oxigenul din aer a trecut integral în gaze. Dreapta *NN'* reprezintă limita sumei $CO_2 + O_2 + \frac{1}{2}CO$ dintr-o analiză de gaze de ardere cînd oxigenul din aer a trecut (3%) în zgură și numai restul a trecut în gazele de ardere.

În tabelele 1 și 2 sînt date compoziții de gaze obținute la uzina „Semănătoarea" pentru încărcături diferite de cocs la porția metalică (aceeași la toate cazurile).

Tabela 1

Compoziția gazelor în cubiloul clasic (trei rînduri de guri de vînt) determinată la uzina „Semănătoarea"

Procentul de cocs folosit în încărcătură	CO_2	O_2	Total CO_2+O_2	CO	$\frac{1}{2}$ CO	Total 4+6
1	2	3	4	5	6	7
14% funcționare industrială	14,8	0,1	14,9	5,7	2,85	17,75
	13	2,5	15,5	1,6	0,8	16,30
	14,8	0,4	15,2	2,8	1,4	16,40
	14,4	—	14,4	10,8	5,4	19,80
	13,8	—	13,8	10	5	18,80
	14,9	—	14,9	7,5	3,75	18,65
	10	—	10	16,2	8,1	18,1
	15,8	—	15,8	8,4	4,2	20
12% experiență	13,4	0,2	13,6	14	7	20,6
	12	0,18	12,18	14,93	7,46	19,64
	12,4	0,1	12,5	14,3	7,15	19,55
	13,6	0,18	13,78	11,77	5,89	19,67
	11,8	0,1	11,90	9,65	4,83	16,7
					guri de vînt deschise	
10% experiență	14	—	14	9,60	4,80	18,8
	16,6	—	16,6	6	3	19,6
	15	—	15	7,2	3,6	18,6
	14,2	0,17	14,37	8,26	4,13	18,50
	13,2	—	13,2	9,97	5	18,20
9% experiență	17,2	—	17,2	4,3	2,15	19,35
	16	0,10	16,1	5,6	2,80	18,9
	16,3	0,10	16,4	5,6	2,8	19,2
	17,6	—	17,6	4,7	2,35	19,95
8% experiență	17,2	—	17,2	4,4	2,2	19,4
	16,2	0,2	16,4	6,5	3,25	19,65
	16,5	0,1	16,6	5,4	2,7	19,3
	18,6	—	18,6	2	1	19,6
	14,7	0,2	14,9	8,4	4,2	19,1
	17,2	0,3	17,5	4,3	2,15	19,65
	17,8	—	17,8	2,2	1,1	18,9

Tabela 2

Compoziția gazelor în cubiloul cu aer redistribuit determinată la uzina „Semănătoarea"

Procentul de cocs folosit la încărcătura metalică	CO_2	O_2	Total 2−3	CO	$\frac{1}{2}$ CO	Total 4−6
1	2	3	4	5	6	7
12% experiență	10,8	0,8	11,6	16,87	8,43	20,03
	13,8	0,09	13,89	10,64	5,32	19,21
	13,59	0,37	13,96	9,45	4,72	18,68
	14,36	0,69	15,05	7,51	3,75	18,80
10% experiență	16,6	0,2	16,8	6	3	19,8
	15	0,09	13,09	9,98	4,92	20,1
	15,4	0,02	15,42	7,91	3,95	19,37
7% experiență	17,5	0,27	17,77	4,90	2,45	20,22
	19,13	0,02	19,15	1,45	1,22	20,37
	19,69	0,26	19,95	1,58	0,79	20,74
	20,56	—	20,56	0,34	0,17	20,73
	19,21	0,28	19,59	2	1	20,59
7−8% funcționare industrială	19	0	19	3,6	1,8	20,8
	18,9	0	18,9	2,2	1,1	20
	17,6	0,1	17,7	5,3	2,65	20,35
	18,5	0	18,5	3,4	1.7	20,2
	18,2	0	18,2	5,2	2,6	20,8
	15,4	0,1	15,5	9,1	4,55	20,05
	19,8	0	19,8	0,8	0,4	20,02
	18,4	0,1	18,5	3,9	1,95	20,45
	14,4	0,12	14,52	12,2	6,1	20,62
	19,1	—	19,1	2,1	1,1	20,15
	14,92	0,25	15,17	11,38	5,8	20,97
	18,9	0,1	19	1,9	0,95	19,95
	18,6	0,3	18,9	1,8	0,9	19,8
	17,2	0,1	17,3	3,4	1,7	19
	18,6	0,4	19	2,4	1,2	20,2

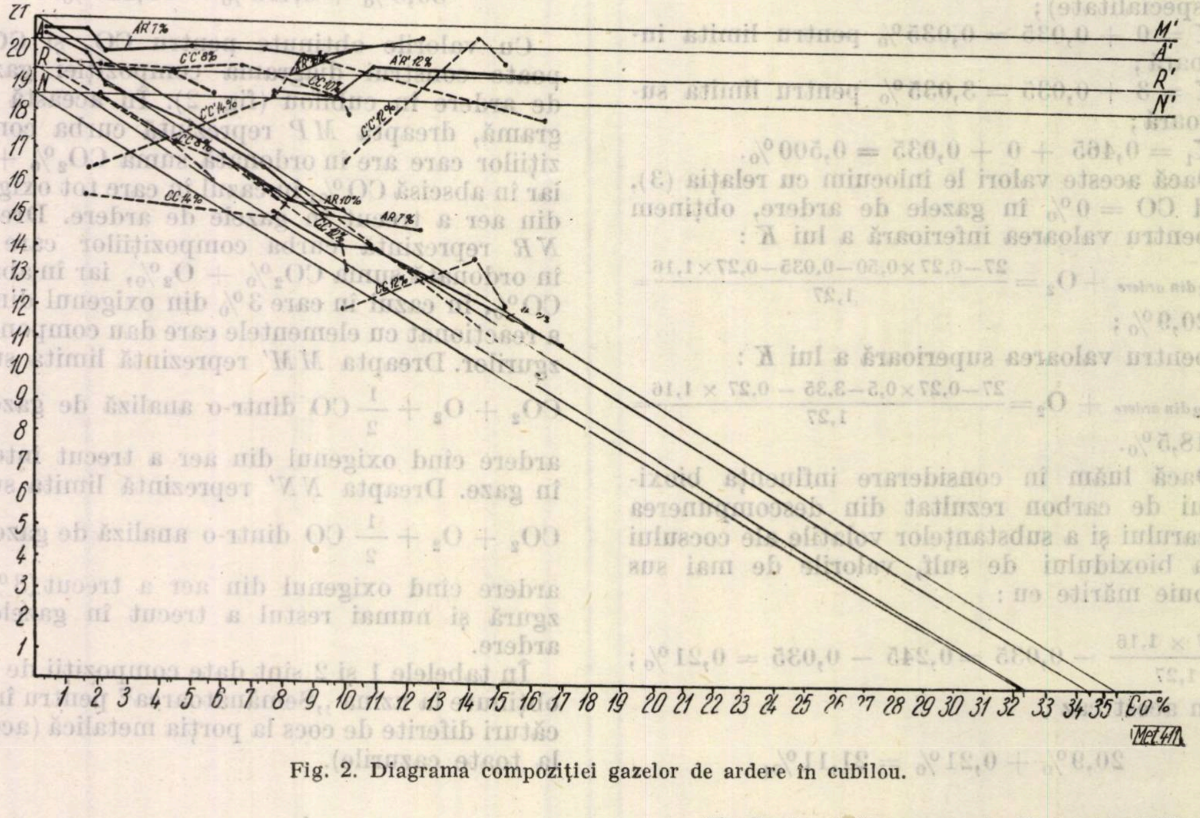


Fig. 2. Diagrama compoziției gazelor de ardere în cubilou.

În diagrama compoziției gazelor de ardere în cubilou curbele sînt notate astfel :

AR — curbele ale căror puncte reprezintă în abscisă procentul de CO, iar în ordonată suma $CO_2\% + O_2\%$ pentru gazele de ardere din cubiloul de aer redistribuit. Numerele 10, 12, 7, care urmează acestor litere, indică procentul de cocs folosit la umplere;

CC — reprezintă același lucru pentru gazele de ardere din cubiloul clasic pentru procente de cocs de împrospătare de 14, 12, 10, 9 și 8.

A'R' — curbele sumei $CO_2\% + O_2\% + \frac{1}{2} CO\%$ pentru gazele obținute în cubiloul cu aer redistribuit. Numerele 12, 10, 7, care urmează acestor litere, au același înțeles ca și în cazul curbelor *AR*.

C'C' — curbele sumei $CO_2\% + O_2\% + \frac{1}{2} CO\%$ pentru gazele obținute în cubiloul clasic. Numerele 14, 12, 10, 9 și 8 au același sens ca și în cazul curbelor *CC*.

Concluzii. Analizînd curba componenței gazelor de ardere și tabelele 1 și 2, putem trage următoarele concluzii în ceea ce privește cubiloul cu aer redistribuit :

— În acest cubilou s-a stabilit un consum de cocs la porțiile de împrospătare de 7—8% pe o perioadă de exploatare industrială de 17 luni. În momentul de față, acesta reprezintă cel mai mic consum de cocs realizat în țara noastră, indiferent de tipul cubiloului.

— În gazele de ardere obținute în cubilou s-au obținut valorile cele mai mari pentru suma :

$$CO_2\% + O_2 + \frac{1}{2} CO.$$

— Ca urmare a celor arătate mai sus, în acest cubilou se obține arderea de elemente cea mai mică.

În acest cubilou se obține cel mai bun coeficient de ardere a cocsului.

În afară de concluziile arătate mai sus, din experiența exploatării la nivel industrial, mai precizăm :

— Transformarea cubiloului clasic cu trei rînduri de guri de vînt în cubilou cu aer redistribuit necesită cheltuieli care se pot acoperi din regie (circa 4 000 lei) și timpul de modificare este de maximum opt ore, dacă țevile de legătură dintre tobă și tolă sînt pregătite.

— Prin astuparea cu material refractar în interior a gurilor de vînt suplimentare sau cu robinete a țevilor de legătură în exterior, cubiloul își recapătă integral proprietățile pe care le-a avut înaintea modificării.

— Modificarea nu necesită schimbarea suflantei.

Un cubilou cu diametrul de 600 mm atinge o productivitate de 2 960 kg încărcătură metalică topită pe oră, ceea ce echivalează cu 10,500 kg încărcătură metalică topită pe m^2 și oră.

— Temperatura metalului lichid este de 1 340—1 350°C pentru 7% și de 1 350—1 370°C pentru 8% cocs, necorectată, pe jghiabul antebazinului.

— Urmărirea compoziției gazelor de ardere este absolut necesară, deoarece prin ea se cunoaște coeficientul de ardere a carbonului și valoarea sumei $CO_2\% + O_2\% + \frac{1}{2} CO\%$, care prin diferența de 21,35% ne indică valoarea relativă a oxidării elementelor care trec în zgură.

— Analiza gazelor ne indică momentul în care în cubilou coloana de metal a fost agitată sau momentul în care porțiile de împrospătare a cocsului au fost mai mari de 8%.

— Este necesar ca toate turnătoriile care folosesc cubilourile ca agregat de topire să fie dotate cu aparate Orsat pentru determinarea gazelor de ardere.

CZ 622.24.051 ; 669.15–194

Oțelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oțelului 13 CN 25 în fabricația de sape de foraj

Ing. ARDAȘ KUNDACGIAN, ing. CONSTANTIN MATEI, ing. FLORIN PANAITESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Problema oțelurilor de înlocuire constituie, de aproape jumătate de veac, una dintre preocupările țărilor industriale producătoare de oțel, ca urmare a dificultăților ivite în procurarea elementelor de aliere costisitoare și uneori deficitare. În fabricația oțelurilor aliate a trebuit să se adopte o orientare nouă, economică, de înlocuire parțială sau totală a unor elemente, ca de exemplu nichelul, și — totodată — de aplicare a unor tehnologii îmbunătățite (elaborare, deformare plastică, tratamente termice).

În R.P.R., urmărindu-se înlocuiri parțiale, s-a studiat la Institutul de cercetări metalurgice un oțel crom-nichel-molibden de cementare, cu conținut scăzut de nichel (circa 0,6%), pentru înlocuirea oțelului crom-nichel 13 CN 25 (cu 2,5% Ni), STAS 793–53.

Compoziția chimică și proprietățile oțelului 18 MoCN 06

Pe baza datelor din literatura de specialitate și a experienței proprii în ceea ce privește influența calitativă a elementelor de aliere asupra proprietăților oțelurilor, s-au efectuat cercetări asupra oțelurilor crom-nichel-molibden de cementare, avînd compoziția chimică în următoarele limite : C = 0,15 — 0,21% ; Mn = 0,50 — 0,80% ; Cr = 0,50 — 1,20% ; Ni = = 0,50 — 1,40% ; Mo = 0,15 — 0,30%.

Experimentările s-au executat la un cuptor electric de 0,5 t. S-au turnat lingouri de 170 kg, care au fost laminate în țagle de 65 mm. Materialul experimental a fost studiat în comparație cu oțelul 13 CN 25, valorile caracteristicilor mecanice și ale călibilității constituind criteriile de apreciere a calității lui.

În prima etapă a cercetărilor, s-a determinat experimental influența variației conținuturilor de C, Mn, Cr, Ni și Mo, în limitele alese, asupra rezistenței la tracțiune.

Pentru stabilirea compoziției chimice a oțelului de înlocuire, s-a urmărit obținerea unei rezistențe de rupere la tracțiune de 80–100 kgf/mm², prescrisă pentru oțelul 13 CN 25, precum și a unei călibilități care să asigure caracteristici satisfăcătoare în toată grosimea probelor. În vederea atingerii acestui scop, s-au elaborat mai întîi o serie de șarje la care conținuturile de crom și nichel au variat între 0,50 și 0,70%. La această serie de șarje s-au obținut rezultate numai parțial satisfăcătoare ($\sigma_r = 72 - 87$ kgf/mm²; Dc = 20 — 30 mm). Față de acestea, în faza următoare a cercetărilor s-a elaborat o altă serie de șarje, la care, spre a se obține o creștere a rezistenței de aproximativ 10 kgf/mm², s-a mărit conținutul de crom cu 0,30%.

Valorile caracteristicilor mecanice obținute la această serie de șarje au fost cele așteptate. S-a ajuns la oțelul de înlocuire 18 MoCN 06 (simbolizare conform standardelor în vigoare), ale cărui caracteristici mecanice s-au încadrat în limitele prevăzute pentru oțelul 13 CN 25, după cum se arată în tabela 1.

Tabela 1

Oțelul	Călibilitate Dc, mm	Caracteristicile mecanice la probe cu diametrul de 30 mm				
		σ_r, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	δ_5, %	ψ, %	K, kgm/cm²
18 MoCN 06	30–50	minimum 80	minimum 65	minimum 14	minimum 50	minimum 9
13 CN 25 STAS 793–53	—	80–100	minimum 56	minimum 14	—	minimum 9

Astfel, prin aceste cercetări, s-a stabilit compoziția chimică a oțelului de cementare crom-nichel-molibden — 18 MoCN 06 — arătată în tabela 2.

S-au studiat proprietățile fizico-mecanice ale oțelului 18 MoCN 06.

a) *Sensibilitatea la supraîncălzire.* S-au cercetat influența temperaturii de normalizare asupra microstructurii și influența încălzirii pentru cementare asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului.

Rezultatele examinării microstructurilor, obținute după normalizări în intervalul de temperaturi 850—1 100°C, din 50 în 50°C, au arătat începutul de supraîncălzire la 950°C, atît la oțelul 18 MoCN 06, cît și la oțelul 13 CN 25.

Tabela 2

Oțelul	Elemente, %				
	C	Mn	Cr	Ni	Mo
18 MoCN 06	0,15—0,21	0,50—0,80	0,80—1,10	0,50—0,80	0,15—0,30
13 CN 25 STAS 793—53	0,09—0,18	maximum 0,50	0,55—1,00	2,20—2,75	—

Determinarea influenței încălzirii pentru cementare asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului s-a efectuat prin încercări în două variante de lucru, pe probe cu sau fără cementare. Rezultatele nu au arătat diferențe sensibile între caracteristicile mecanice obținute în cele două varainte ale celor două oțeluri cercetate comparativ.

b) *Caracteristicile mecanice la temperaturi înalte.* Variația caracteristicilor mecanice în funcție de temperatură, rezultată din încercările de tracțiune efectuate în intervalul 20—700°C, este dată în diagramele din figurile 1 și 2, trasate pe baza valorii medii.

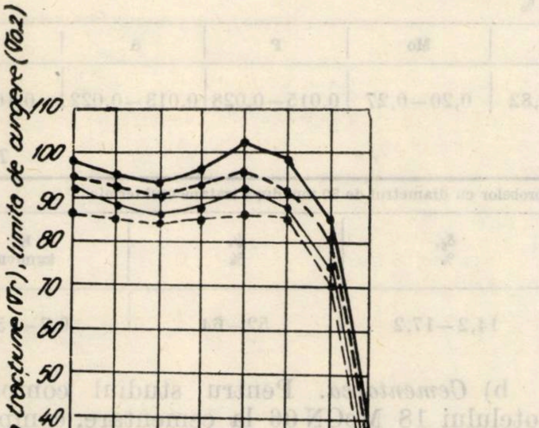


Fig. 1. Variația rezistenței la tracțiune σ_r și a limitei de curgere $\sigma_{0,2}$ în funcție de temperatură : ———— σ_r oțel 18 MoCN o6 ; ———— $\sigma_{0,2}$ oțel 18MoCN o6 ; -·-·-· σ_r oțel 13 CN 25 ; - - - - - $\sigma_{0,2}$ oțel 13 CN 25 ;

Se observă că variația caracteristicilor mecanice în funcție de temperatură este asemănătoare la cele două oțeluri — 18 MoCN 06 și 13 CN 25.

c) *Fragilitatea la temperaturi scăzute.* Variația rezilienței în intervalul —50 ··· +60°C, este dată în diagrama din figura 3, trasată pe baza valorilor medii.

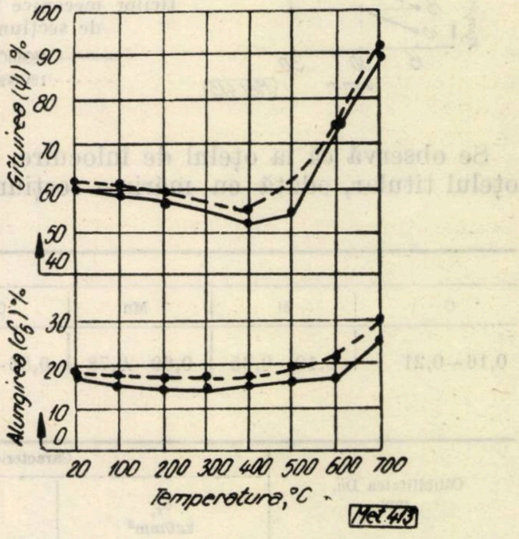


Fig. 2. Variația alungirii δ_5 și a gîtuirii ψ în funcție de temperatură : ———— ψ oțel 18 MoCN o6 ; ——— δ_5 oțel 18 MoCN o6 ; - - - - Ψ oțel 13 CN 25 ; - - - - - δ_5 oțel 13 CN 25.

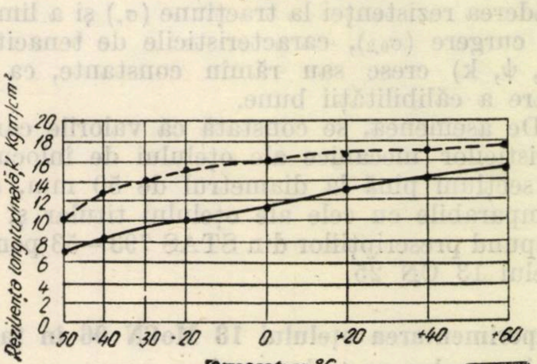


Fig. 3 Variația rezilienței longitudinale K în funcție de temperatură :
———— oțel 18 MoCN o6 ;
- - - - - oțel 13 CN 25

Se observă că oţelul 18 MoCN 06, ca şi oţelul 13 CN 25, nu prezintă tendinţa de fragilitate la rece şi păstrează valori satisfăcătoare de rezilienţă, chiar la −50°C.

d) *Caracteristicile mecanice în funcţie de secţiune.* În vederea urmăririi posibilităţilor de utilizare şi a pătrunderii călirii la oţelul 18 MoCN 06, comparativ cu oţelul 13 CN 25, s-au determinat caracteristicile mecanice la diferite secţiuni (diametre 15, 30 şi 50 mm). În figura 4 se prezintă diagrama trasată pe baza valorilor medii rezultate din încercările mecanice.

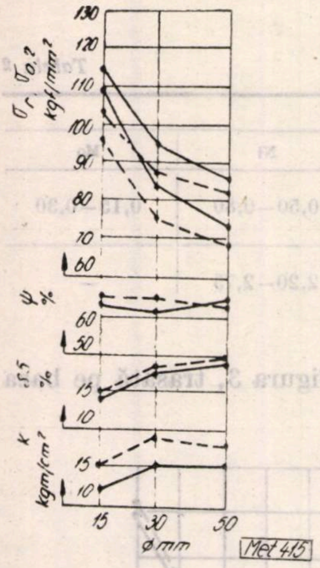


Fig. 4. Variaţia caracteristicilor mecanice în funcţie de secţiune:
——— 18MoCN 06;
- - - - - - - 13CN25.

Se observă că la oţelul de înlocuire, ca şi la oţelul titular, odată cu mărirea secţiunii şi cu scăderea rezistenţei la tracţiune (σ_r) şi a limitei de curgere ($\sigma_{0,2}$), caracteristicile de tenacitate (δ_5, ψ, k) cresc sau rămîn constante, ca urmare a călibilităţii bune.

De asemenea, se constată că valorile caracteristicilor mecanice ale oţelului de înlocuire, la secţiuni pînă la diametrul de 50 mm, sînt comparabile cu cele ale oţelului titular şi corespund prescripţiilor din STAS 793−53 pentru oţelul 13 CN 25.

Experimentarea oţelului 18 MoCN 06 în fabricaţia sapelor cu trei conuri

Oţelul 18 MoCN 06 a fost experimentat la fabricaţia pieselor de utilaj petrolier, şi anume a fălcilor pentru sape tip R 10 C (diametrul 243 mm), care se execută în mod curent din oţelul 13 CN 25. În acest scop s-au elaborat şarje de oţel experimental în cuptoare electrice de 5−20 t şi s-au turnat lingouri de 3,3 t, care au fost laminate în semifabricate cu diametrul de 80−150 mm.

Compoziţiile chimice, călibilitatea şi caracteristicile mecanice ale şarjelor au fost cuprinse în limitele arătate în tabelele 3 şi 4.

Din materialul experimental s-au fabricat 1 200 fălci (circa 15 kg/bucată) după planul de operaţii al piesei, aplicîndu-se tratamentul termic prescris de ICEM.

În vederea stabilirii temperaturilor de tratament termic, în prealabil s-au determinat dilatometric punctele critice ale oţelului 18 MoCN 06, obţinîndu-se următoarele valori medii:

$$Ac_1 = 725°\text{C}\,;\; Ac_3 = 810°\text{C}\,;\; Ar_1 = 632°\text{C}\,;$$
$$Ar_3 = 735°\text{C}.$$

a) *Normalizarea.* Temperatura de normalizare este de 860−880°C (adică 50−70°C peste Ac_3). Luîndu-se în considerare masa pieselor şi condiţiile locale, s-a aplicat o temperatură mai ridicată, şi anume 880−900°C. La controlul făcut pe probe şi piese secţionate, s-au obţinut microstructuri corespunzătoare şi durităţi cuprinse în limitele 174 şi 197 HB.

Tabela 3

Elemente, %								
C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	P	S	Cu
0,16−0,21	0,10−0,35	0,60−0,78	0,86−0,95	0,50−0,82	0,20−0,27	0,015−0,028	0,013−0,022	0,16−0,22

Tabela 4

Călibilitatea Dc, mm	Caracteristicile mecanice ale probelor cu diametrul de 30 mm după tratamentul termic				
	σ_r, kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	δ_5, %	ψ, %	K, kgm/cm²
34−84	100−120	84−98	14,2−17,2	52−64	9.7−15,7

b) *Cementarea.* Pentru studiul comportării oţelului 18 MoCN 06 la cementare, comparativ cu oţelul 13 CN 25, s-au făcut încercări preliminare, în mediu solid (mangal + 10% $BaCO_3$) la temperaturile 870, 900 şi 930°C şi duratele 4, 8 şi 12 ore, pe probe din ambele oţeluri. Din analiza microstructurii stratului cementat, s-a constatat că la oţelul de înlocuire apare — în toate cazurile — un strat hipereutectoid de 0,05−0,10 mm cu reţea fină de carburi, pe cînd oţelul titular, în majoritatea cazurilor, nu prezintă reţea. În ceea ce priveşte calitatea stratului cementat, exprimat prin raportul dintre zona de trecere şi suma zonelor hipereutectoidă şi eutectoidă, s-a constatat că oţelul de înlocuire prezintă valori comparabile cu ale oţelului titular (aproximativ 0,5).

De asemenea, pentru verificarea comportării la cementare s-au făcut încercări de încovoiere pe probe cu diametrul de 20 mm, cementate şi tratate termic. Valorile medii obţinute la aceste încercări sînt arătate în tabela 5.

Tabela 5

Oţelul	Rezistenţa de rupere la încovoiere σ_{ri} kgf/mm²	Săgeata de încovoiere, *s* mm
18 MoCN 06	243	5
13 CN 25	284	14

Observaţie. *Pe epruvetele încercate nu s-au constatat fisuri sau exfolieri ale stratului cementat.*

Cementarea (cu gaz) fălcilor de oţel 18 MoCN 06 s-a făcut la temperatura de 880 – 910°C (faţă de 900 – 930°C la oţelul 13 CN 25), pentru a evita o cementare prea energetică care poate să conducă la o reţea grosolană de carburi în stratul superficial. Stratul cementat prescris (1,8 – 2,1 mm grosime) s-a obţinut după 10 – 16 ore de menţinere la temperatura de cementare.

La controlul efectuat prin analize metalografice microscopice pe probe-martor şi fălci secţionate, nu s-au constatat deosebiri sensibile între cele două oţeluri comparate. Reţeaua de carburi din stratul cementat (zona hipereutectoidă) a fost fină, iar structura miezului — corespunzătoare, ceea ce înseamnă că duratele de menţinere la temperatura de cementare nu au dus la supraîncălzire.

c) *Călirea.* Temperatura de călire (pentru miez) a fost stabilită la 840 – 860°C, adică la 30 – 50°C peste Ac_3.

Temperatura optimă de călire pentru stratul cementat a fost determinată prin încercări de duritate HRC şi analize microstructurale, efectuate pe probe cementate apoi călite la temperaturi în intervalul 760 – 900°C, din 20 în 20°C. Rezultatele acestor încercări au indicat ca optimă temperatura de 800 – 820°C.

Pentru stabilirea tratamentului termic optim al fălcilor experimentale, s-au efectuat încercări de călire în mai multe variante de lucru : călire simplă (ulei) sau dublă (călirea II în ulei, apă, apă caldă), cu fălci şi probe-martor pentru analize microstructurale şi încercări mecanice. La aceste încercări, două variante au dat rezultate satisfăcătoare — călirea dublă în ulei şi călirea simplă în ulei. Toate piesele tratate termic după aceste variante au fost fără defecte şi cu duritate corespunzătoare (minimum 58 HRC). Încercările mecanice pe porbe-martor în aceleaşi variante au dat, de asemenea, rezultate satisfăcătoare. În ceea ce priveşte microstructura stratului cementat şi a miezului probelor însă, s-au observat deosebiri, în varianta „călire simplă", constatîndu-se cazuri mai frecvente de reţea de carburi în strat şi martensită grosolană în miez.

Pe baza acestor rezultate, fălcile din oţel 18 MoCN 06 s-au tratat termic prin „călire dublă în ulei" — călirea I de la 860 – 880°C şi călirea II de la 830 – 850°C. La un număr mic de fălci (24 bucăţi) s-a aplicat, pentru experimentare, tratamentul de călire simplă de la 860 – 880°C în ulei, ca un început al unor cercetări în vederea măririi productivităţii sectorului de tratamente termice.

Tratamentul de călire a fost urmat de o revenire joasă (detensionare) în baie de ulei, la temperatura de 170 – 190°C, timp de 2 ore şi 30 minute.

La controlul fălcilor experimentale, efectuat după călire, după revenire şi după rectificare, nu s-au observat defecte, iar duritatea a fost corespunzătoare şi comparabilă cu a fălcilor de oţel 13 CN 25. De asemenea, s-a cercetat duritatea stratului cementat (după rectificări succesive) şi s-a constatat că, la fălcile de oţel 18 MoNC 06, adîncimea pînă la care se păstrează duritatea corespunzătoare este de acelaşi ordin ca la fălcile de oţel 13 CN 25 (minimum 1 mm). La majoritatea fălcilor controlate, chiar la circa 1,6 mm adîncime, valoarea durităţii a fost de minimum 59 HRC.

După tratamentul termic, s-a trecut la operaţiile următoare de prelucrare mecanică pe maşini-unelte, — şi la montarea sapelor după planul de operaţii. Din numărul de fălci fabricate, s-au montat 366 sape R 10 C.

Din cercetările efectuate a rezultat că, în fabricaţie, comportarea oţelului 18 MoCN 06 a fost satisfăcătoare, fiind în general asemănătoare cu a oţelului titular 13 CN 25.

Comportarea sapelor experimentale la standul de probă. În cadrul cercetărilor referitoare la comportarea oţelului 18 MoCN 06 în fabricaţia sapelor, s-au încercat la standul de probă, pentru comparaţie, patru sape experimentale şi o sapă de serie, de acelaşi tip, din oţel titular 13 CN 25. La aceste încercări, sapele experimentale au avut o comportare comparabilă cu a sapelor de serie ; indicii realizaţi sînt arătaţi în tabela 6.

Încercările s-au terminat prin blocarea conurilor sau distrugerea rulmenţilor ; fălcile, atît cele din oţel 18 MoCN 06 cît şi cele din oţel 13 CN 25, au prezentat uzură pronunţată, fără a avea fisuri sau rupturi. S-a constatat, totodată, că sapa experimentală seria 002, cu fălci tratate termic prin călire simplă a avut o comportare similară cu a celorlalte.

Comportarea sapelor experimentale în exploatare la sonde. Sapele experimentale (362 sape tip R 10 C) au fost folosite la sonde, în condiţiile normale de lucru ale şantierelor fără pregătiri speciale, ca şi sapele de serie, la diferite adîncimi şi în diferite formaţii geologice. Rezultatele experimentale au arătat că ele au avut o comportare satisfăcătoare şi comparabilă cu a sapelor de serie (tip R 10 C,

Tabela 6

Sape încercate la standul de probă	Foraj în: granit				Foraj în: placă OL 38			
	mm		Viteza mecanică, m/h		mm		viteza mecanică, m/h	
	efectiv, mm	relativ, %	efectiv, m/h	relativ, %	efectiv, mm	relativ, %	efectiv, m/h	relativ, %
Seria 001 — experimentală (18 MoCN 06 călire dublă)	1 080	112	4,08	113	380	207	0,012	133
Seria 5 642 — experimentală (18 MoCN 06 călire dublă)	1 250	130	2,50	69	230	125	0,009	100
Seria 5 662 — experimentală (18 MoCN 06 călire dublă)	960	100	3,60	100	190	104	0,012	133
Seria 002 — experimentală (18 MoCN 06 călire simplă)	1 200	125	2,48	69	350	191	0,013	144
Seria 6 232 — de serie (13 CN 06 călire dublă)	960	100	3,60	100	183	100	0,009	100

R 10 T şi R 10 Mţ) utilizate în paralel, neînregistrîndu-se nici o avarie; uzurile pronunţate au fost cu totul excepţionale.

În tabela 7 se prezintă indicii medii realizaţi de un număr de 188 sape experimentale şi de 153 sape de serie pentru comparaţie, urmărite prin cronometrare.

Tabela 7

Sape	Indicii medii realizaţi: m/sapă		h/sapă		Viteza mecanică, m/h	
	efectiv, m	relativ, %	efectiv, h	relativ, %	efectiv, m/h	relativ %
18 MoCN 06 188 bucăţi	12,8	150	3,52	97	3,77	153
13 CN 25 153 bucăţi	8,52	100	3,62	100	2,46	100

Se observă că indicii realizaţi de sapele experimentale sînt corespunzători. Restul de sape urmărite fără cronometrare, inclusiv cele şapte sape cu fălci tratate prin călire simplă, au avut — de asemenea — o comportare satisfăcătoare în exploatare, la sonde.

În concluzie, oţelul 18 MoCN 06, folosit în fabricaţia fălcilor pentru sape de foraj în locul oţelului 13 CN 25, a corespuns, dînd rezultate satisfăcătoare, atît în fabricaţie, cît şi în exploatare.

Ţinînd seamă de condiţiile de lucru ale pieselor în care a fost experimentat, acest oţel va putea fi utilizat în fabricaţia tuturor pieselor care în prezent se fac din oţel 13 CN 25.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mihalev, M. S. şi Goldştein, M. I. *Influenţa elementelor de aliere şi calculul rezistenţei oţelului slab aliat.* În: Stal, nr. 10, 1958.

[2] Houdremont, E. *Handbuch der Sonderstahl kunde.* Vol. I, Berlin, Springer Verlag, 1956.

[3] Crafts, V. şi Lamont, J. L. *Hartbarkeit und Auswahl der Stähle.* Göttingen-Heidelberg, Berlin, Spinger Verlag, 1954.

[4] Minkevici, A. N. *Tratamentele termochimice ale oţelului.* Vol. I, Moscova, Editura de Stat tehnico-ştiinţifică pentru literatura de construcţii de maşini, 1950.

[5] Rapatz, Fr. şi Daeves, K. *Die Kennzeichnende Wirkung der Stahl — Legierungselemente.* Werkstoff — Handbuch. În: Stahl und Eisen, G. 10—6, 1957.

CZ 621.774.35

Laminarea țevilor fără sudură, din oțeluri înalt aliate, la un laminor tip Stossbank*

ING. VLADIMIR JAGHELLO
Uzina de tuburi „Republica”

Laminarea țevilor fără sudură, din oțeluri inoxidabile și refractare, la un laminor tip Stiefel prezintă unele dificultăți, și anume:

— selecționarea șarjelor la care raportul Cr : : Ni $\leqslant 1{,}60$;

— grad înalt de puritate a oțelului;

— punctajul pentru fază α maxim, 1,5;

— necesitatea de a avea, la agregatul perforator, un motor de curent continuu pentru obținerea unei viteze periferice a valțurilor în draft de maximum 2,5 m/s;

— intervalul mic de temperatură între începutul și sfîrșitul laminării, fapt care creează dificultăți în obținerea unor țevi cu pereți sub 5 mm (pentru diametrul de 70—89 mm).

Toate acestea au făcut necesară experimentarea laminării țevilor din oțel inoxidabil la un laminor tip Stossbank, la care, deși coroiajul total este mai mare decît la laminarea prin procedeul Stiefel, materialul este mult mai puțin solicitat în mod nefavorabil, datorită lipsei agregatului perforator cu laminare elicoidală a materialului.

În scopul determinării posibilităților de laminare a oțelului inoxidabil la un laminor tip Stossbank, s-au studiat rezistența la deformare și plasticitatea oțelurilor inoxidabile la temperatura de 1 200°C.

Din literatura de specialitate rezultă următoarele:

— gradul de deformare : $\varepsilon = \frac{\Delta_l}{l_0} \times 100$, în %;

— coeficientul de viteză de deformare : $\zeta = \frac{V_{medie}}{l_{medie}}$, în s^{-1};

— stricțiunea metalului : $\psi = \frac{F_0 - F_1}{F_0} \times 100$, în %;

— reziliența, *ak*, în kgm/cm²;

— indicele de plasticitate $= \frac{\varepsilon + \psi + ak}{3}$,

în care:

$\Delta_l = l_1 - l_0$;

l_1 — lungimea între repere după rupere;

l_0 — lungimea inițială a epruvetei;

V_{medie} — viteza medie a sculei care comprimă metalul;

l_{medie} — înălțimea medie a corpului care se deformează;

F_0 — secțiunea epruvetei înainte de rupere;

F_1 — secțiunea epruvetei după rupere.

Pentru temperatura de deformare de 1 200°C:

$\varepsilon = 30\,\%$;

$\zeta_1 = 150\ s^{-1}$;

$\zeta_2 = 7{,}5\ s^{-1}$;

în tabela 1 se dau date comparative pentru patru calități de oțeluri inoxidabile în comparație cu oțelul de calitatea OLT 65.

Tabela 1

Calitatea oțelului	Rezistența la deformare σ_r, kgf/mm²		Caracteristicile de plasticitate pentru o viteză de deformare de 2,2 mm/s la 1 200°C			
	ξ_1	ξ_2	$\frac{\Delta_l}{l_0}$, %	ψ, %	*ak*	Indice de plasticitate
OLT 65	15,7	5,0	54,0	100,0	10,75	55,0
1X18H9T	19,7	14,0	82,3	100,0	11,75	64,6
X18H12M2T	17,0	13,7	83,2	100,0	13,50	65,6
X18H25C2	—	16,5	68,1	99,1	26,20	64,4
X23H18	—	15,0	38,3	42,7	5,00	28,7

Tabela 2

	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti	S	P	Suma elementelor de aliere, %
OLT 65	0,47	0,63	0,29	0,09	0,13	—	—	0,031	0,022	—
1X18H9T	0,11	1,07	0,80	18,20	10,30	—	0,65	0,012	0,024	30,22
X18H12M2T	0,09	1,13	0,66	16,70	13,60	2,05	0,44	0,012	0,027	33,92
X18H2502	0,31	0,49	2,35	17,90	23,60	—	—	0,011	0,024	43,85
X23H18	0,15	1,98	0,50	24,50	17,20	—	—	0,012	0,025	43,68

Analizele chimice ale oțelurilor indicate în tabela 1 sînt prezentate în tabela 2 (în %).

Din analiza datelor prezentate în tabela 1, rezultă că plasticitatea oțelurilor 1X18H9T,

---

* Laminarea experimentală a fost executată sub conducerea unui colectiv format din tov. ing. Vladimir Jaghello, ing. Gh. Avram și ing. Pavel Grigore.

X18H12M2T şi X18H25C2 este mai ridicată la temperatura de 1 200°C decît aceea a oţelului OLT 65, iar rezistenţa la deformare este mai mare. Astfel, pentru ζ_1 se dau următoarele date comparative între OLT 65 şi X18H12M2T :

— σ_r la oţelul X18H12M2T este cu 8,3% mai mare decît la OLT 65 ;

— indicele de plasticitate la oţelul X18H12M2T este cu 19,3% mai mare decît la OLT 65.

1. **Pentru încercările de laminare** s-a folosit oţelul X18H12M2T (echivalent calităţii V4A). Analiza chimică a şarjei încercate a fost : C = 0,12% ; Mn = 1,05% ; Si = 0,33% ; Cr = = 16,2% ; Ni = 10,9% ; Mo = 1,94% ; Ti = 0,55%

Conţinutul în faza α a materialului a fost calculat cu formula :

$$\text{punctaj } \alpha = 1{,}00 \times \mathrm{Si} + 0{,}50 \times \mathrm{Cr} + 1{,}64 \times \mathrm{Ti} + 0{,}7 \times \mathrm{Mo} - 10{,}86 \times \mathrm{C} - 0{,}29 \times \mathrm{Ni} - 0{,}08 \times \mathrm{Mn} - 4{,}64.$$

Pentru analiza şarjei experimentate se iau :

$$\begin{array}{llll}
1 \times 0{,}33 = 0{,}33\,; & 10{,}86 \times 0{,}12 = 1{,}30\,; \\
0{,}50 \times 16{,}2 = 0{,}10\,; & 0{,}29 \times 10{,}9 = 3{,}16\,; \\
1{,}64 \times 0{,}55 = 0{,}90\,; & 0{,}08 \times 1{,}05 = 0{,}08\,; \\
0{,}7 \times 1{,}94 = 1{,}36\,; & = 4{,}64\,; \\
\hline
= 10{,}69\,; & = 9{,}18\,;
\end{array}$$

punctaj în faza α = 10,69 — 9,18 = 1,51 puncte.

2. **Dimensiunile ţaglei.** S-au folosit ţagle cu secţiune pătrată, cu latura $L = 109/110$ mm, diagonala, $d = 133{,}5/134$ mm şi raza de rotunjire a colţurilor, $r = 24$ mm.

3. **Schema procesului tehnologic.** Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că oţelul ales pentru experimentare are o rezistenţă mare la deformare. Se recomandă ca astfel de oţeluri să fie în prealabil găurite mecanic.

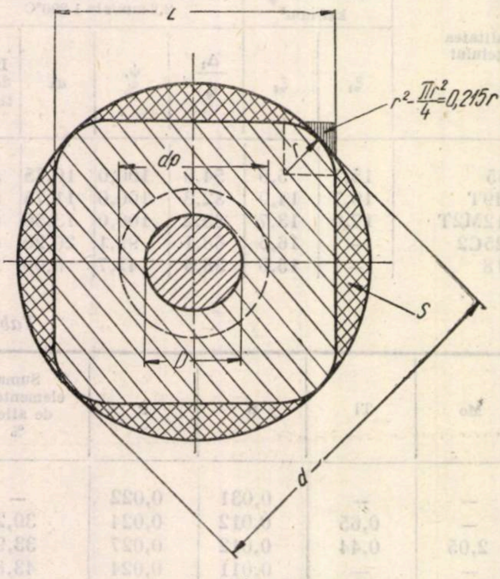


Fig. 1.

De asemenea, este necesar ca laminarea să se facă din ţagle cojite. Cojirea ţaglelor pătrate necesită un strung special, iar cojirea lor prin rabotare sau frezare este o operaţie grea şi de lungă durată.

S-a propus următorul proces tehnologic :

— debitarea ţaglelor la un ferăstrău circular, la lungimea de circa 400 mm ;

— găurirea mecanică a ţaglelor pe o lungime de circa 350 mm ;

— încălzirea ţaglelor în cuptorul C_4 timp de 8,5 min/cm × 11 cm = 93,5 min ∼ 95 min ;

— temperatura ţaglelor în zona de egalizare este de 1 230 — 1 240°C ;

— perforarea ţaglelor (se execută la presa mare sau mică) ;

— controlul paharelor la exterior şi interior şi îndepărtarea prin strunjire a tuturor defectelor ;

— încălzirea paharelor strunjite în cuptorul C_4 timp de 90 min, la temperatura de 1 220 — 1 230°C în zona de egalizare ;

— laminarea paharelor în ţeavă, la bancul cu filiere, expanzitor, extragerea dornului şi retezarea fundului paharului.

4. **Perforarea ţaglei în pahar şi găurirea mecanică** (fig. 1). Se notează cu :

d — diagonala pătratului ;
L — latura pătratului ;
r — raza de rotunjire a colţurilor ţaglei ;
D — diametrul găurii prelucrate mecanic ;
d_p — diametrul dornului de perforare la presa de perforat ;
S_n — suprafaţa nominală a secţiunii ţaglei fără gaură mecanică :
S_r — suprafaţa secţiunii ţaglei cu gaură mecanică ; cu aceste notaţii avem :

$$S_n - L^2 - 4 \times \left(r^2 - \frac{\pi r^2}{4}\right) = L^2 - 4 \times 0{,}215\, r^2\,;$$

$$S_n - L^2 - 0{,}86\ r^2. \tag{1}$$

$$S_r = S_n - \frac{\pi D^2}{4} = L^2 - 0{,}86\, r^2 - 0{,}785\, D^2\,;$$

$$S_r = L^2 - 0{,}86\ r^2 - 0{,}785\ D^2. \tag{2}$$

$$\frac{\pi d_p^2}{4} = 4 \times S = \frac{\pi d^2}{4} - Sr\,;$$

$$0{,}785\ d_p^2 = 0{,}785\ d^2 - (L^2 - 0{,}86\ r^2 - 0{,}785\, D^2). \tag{3}$$

Dacă se ia un coeficient de umplere a matriţei de 5%, relaţia (3) devine :

$$0{,}95 \times 0{,}785\ d_p^2 = 0{,}785\, d^2 - L^2 - 0{,}86\, r^2 + 0{,}785\ D^2\,;$$

$$0{,}745\, d_p^2 = 0{,}785\, d^2 - L^2 + 0{,}86\, r^2 + 0{,}785\, D^2\,;$$

$$d_p^2 = 1{,}055\, d^2 - 1{,}345\, L^2 + 1{,}1155\, r^2 + 1{,}055\, D^2,$$

de unde :

$$d_p = \sqrt{1{,}055\, d^2 - 1{,}345\, L^2 + 1{,}155\, r^2 + 1{,}055\, D^2}. \tag{4}$$

Pentru :

$d = 134$ mm ;
$L = 110$ mm ;
$r = 24$ mm,

formula (4) devine :

$$d_p = \sqrt{3.365 + 1,055\ D^2}\ . \qquad (5)$$

Pentru diferite valori ale lui D se obţine :

$D = 0$ mm. . . . . . . $d_p = 58,1$ mm ;
$D = 10$ mm. . . . . . . $d_p = 59,1$ mm ;
$D = 20$ mm. . . . . . . $d_p = 61,5$ mm ;
$D = 25$ mm. . . . . . . $d_p = 63,5$ mm ;
$D = 30$ mm. . . . . . . $d_p = 65,7$ mm.

Efortul de perforare pentru ţaglele negăurite în prealabil mecanic este dat de formula :

$$P = \frac{\pi d_p^2}{4} \times W = 0,785\ d_p^2 \times W, \qquad (6)$$

în care :

W este presiunea specifică care are următoarele valori :

- pentru oţelurile nealiate : 20 – 25 kgf/mm² ;
- pentru oţelurile slab aliate: 30 - 35 kgf/mm² ;
- pentru oţelurile puternic aliate : 45 — 50 kgf/mm².

Pentru $D = 0$ şi oţelul inoxidabil ales pentru experimentare :

$$P = 0,785\ (58,5)^2 \times 50 = 2\ 650 \times 50 = \\ = 132\ 800 \text{ kg},$$

adică depăşeşte forţa preselor existente la Stossbank.

Găurirea mecanică prealabilă a ţaglei este deci necesară, deoarece — în acest caz — coeficientul W scade cu 50%. S-a luat $D = 25$ mm, şi deci $d_p = 63,5 \sim 64$ mm. În acest caz :

$P = 0,785 \times 64^2 \times 25 = 80\ 500$ kg, este deci sub forţa celor două prese existente.

După prelucrare la presă, paharul va avea un diametru exterior mediu : $d = 134$ mm şi un perete mediu :

$$S_p = \frac{134-64}{2} = 35 \text{ mm}.$$

Pentru depărtarea defectelor exterioare, paharul se strunjeşte 5 mm pe rază, adică la $d_1 = 124$ mm.

După strunjire, paharul are peretele :

$$S_{p_1} = \frac{124-64}{2} = 30 \text{ mm}$$

şi o secţiune :

$$F_1 = \pi\,(d_1 - S_{p_1}) \times S_{p_1} = 3,14\,(124-30) \times \\ \times 30 = 8\ 850 \text{ mm}^2.$$

5. Pierderea de metal prin găurirea mecanică a ţaglei şi prin strunjirea paharului. Se notează :

- lungimea ţaglei, $L = 400$ mm ;
- secţiunea ţaglei, $S_n = L^2 - 0,86\ r^2 = (1,1)^2 - 0,86\ (0,24)^2 = 1,21 - 0,0496 = 1,1604$ dm² ;
- greutatea specifică a oţelului : $g = 7,9$ kg/dm³.

Greutatea unei ţagle va fi :

$$G = L \times S_n \times g = 4 \times 1,604 \times 7,9 = 36,7 \\ \text{kg/bucată}.$$

Ţagla se găureşte pe o lungime de 350 mm cu diametrul de 25 mm. Prin găurirea ţaglei se va pierde : $g = 3,5 \times 0,785 \times (0,25)^2 \times 7,9 = 1,36$ kg/bucată.

Ţagla găurită va avea deci greutatea : $Gt = G - g = 36,7 - 1,36 = 35,34$ kg/bucată, ceea ce reprezintă o încărcare metalică prin găurire de :

$$I_g = \frac{36,7}{35,34} \times 1\ 000 = 1.040 \text{ kg/t}.$$

Secţiunea paharului înainte de cojire este :

$$F_0 = \pi\,(d - S_p) \times S_p = 3,14\,(134-35) \times 35 = \\ = 10\ 880 \text{ mm}^2,$$

deci încărcarea metalică prin cojire va fi :

$$I_c = \frac{F_0}{F_1} \times 1000 = \frac{10\ 880}{8\ 850} \times 1\ 000 = \\ = 1.230 \text{ kg/t}.$$

Încărcarea metalică prin găurire şi cojire va fi :

$$I_{cg} = I_g \times I_c = 1,040 \times 1,230 = 1.280 \text{ kg/t}.$$

6. Laminarea la bancul cu filiere. Diametrul dornului de laminare este dat de formula :

$$d_l = d_p - 2 \text{ mm}, \qquad (7)$$

deci :

$$d_l = 64 - 2 = 62 \text{ mm}.$$

Se propune laminarea ţevii cu perete : $S_t = 4$ mm ; în acest caz, diametrul exterior al ţevii (la cald) la ieşirea din ultima filieră va fi :

$$d_e = d_l + 2 \times S_t = 62 + 2 \times 4 = 70 \text{ mm},$$

iar secţiunea ţevii la ieşirea din ultima filieră va fi :

$$F_t = \pi(d_e - S_t) \times S_t = 3,14 \times (70 - 4) \times \\ \times 4 = 828 \text{ mm}^2.$$

Coeficientul total de coroiaj *pahar cojit - ţeavă laminată* va fi :

$$\mu_T = \frac{F_1}{F_t} = \frac{8\ 850}{828} = 10,70.$$

La un laminor tip Stiefel, țeava 70 × 4 se laminează din țaglă rotundă cu diametrul de 85 mm, care are:

$$F_0 = 0{,}785 \times (85)^2 = 5.675 \text{ mm}^2.$$

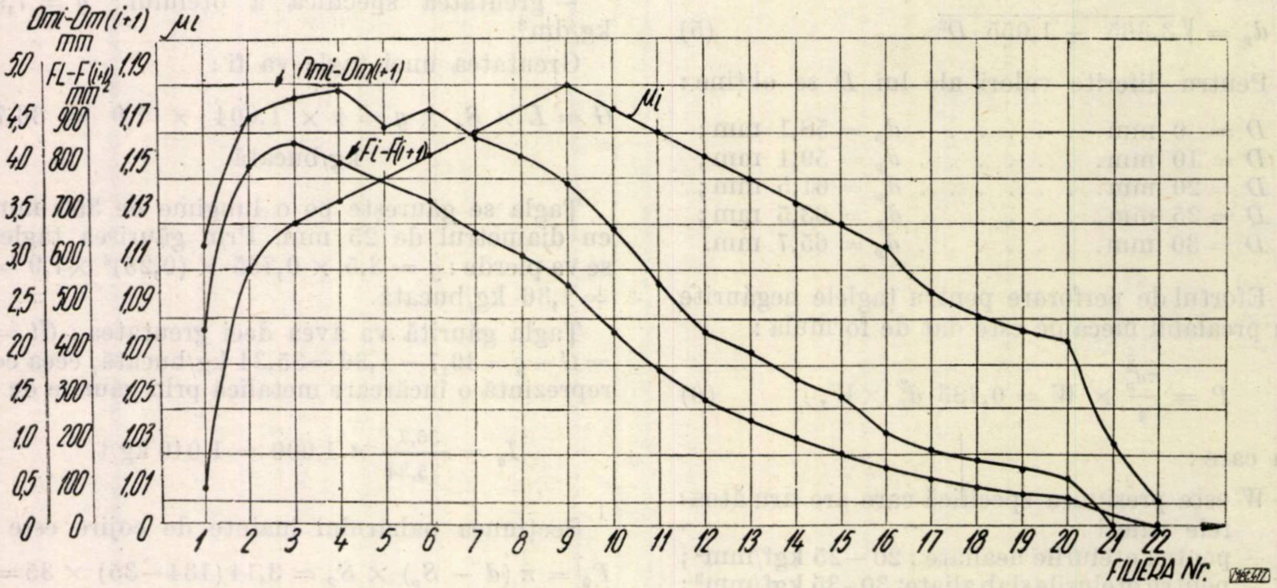


Fig. 2.

Coeficientul de coroiaj *țaglă-țeavă laminată* va fi:

$$\mu_{Ti} = \frac{5\,875}{828} = 6{,}85,$$

adică cu:

$$\frac{10{,}70 - 6{,}85}{6{,}85}\,\%\,100 = 56\,\% \text{ mai mic decît în}$$

cazul laminării la Stossbank.

Lungimea țevii pe patul de răcire va fi: $L_T = M_T \times 350 = 10{,}70 \times 350 = 3\,650$ mm.

Secțiunea țevii în filiera i se calculează cu formula:

$$F_i = \frac{F_{(i-1)}}{M_i}. \qquad (8)$$

Diametrul mediu al țevii în filiera i se calculează cu relația:

$$\frac{\pi D_{mi}^2}{4} = F_i + \frac{d_i^2}{4};$$

$$D_{mi}^2 = 1{,}275\,F_i + d_i^2;$$

de unde

$$D_{mi} = \sqrt{1{,}275\,F_i + d_i^2}. \qquad (9)$$

Pentru $d_l = 62$ mm, formula (9) devine:

$$D_{mi} = \sqrt{1{,}275\,F_i + 3.844}\,. \qquad (10)$$

Peretele mediu al țevii în filiera i s-a calculat cu formula:

$$S_i = \frac{D_{mi} - d_l}{2} = \frac{D_{mi} - 62}{2}. \qquad (11)$$

Cu formulele precedente și cu repartiția coeficienților de alungire indicați în tabela 3, s-au calculat toate datele necesare calibrației rolelor de laminare (tabela 4 și figura 3).

Tabela 3

Filiere nr.	Coeficientul de alungire,	Secțiunea țevii (F_i), mm²	$F_i - F_{i+1}$, mm²	Diametrul mediu al țevii D_{mi}, mm	$D_{mi} - D_{mi+1}$), mm	Peretele mediu
0	Pahar	8 850	—	125,2		30,00
1	1,05	8 425	425	121	4,2	29,50
2	1,10	7 650	775	116,6	4,4	27,30
3	1,12	6 825	825	112,0	4,6	25,00
4	1,13	6 040	785	107,3	4,7	22,65
5	1,14	5 300	740	103,0	4,3	20,50
6	1,15	4 600	700	98,5	4,5	18,25
7	1,16	3 970	630	94,3	4,2	16,15
8	1,17	3 390	580	90,3	4,0	14,15
9	1,18	2 870	520	86,6	3,7	12,30
10	1,17	2 450	420	83,4	3,2	10,70
11	1,16	2 210	340	80,8	2,6	9,40
12	1,15	1 840	270	78,7	2,1	8,35
13	1,14	1 615	225	76,8	1,9	7,40
14	1,13	1 430	185	75,2	1,6	6,60
15	1,12	1 275	155	73,8	1,4	5,90
16	1,11	1 150	125	72,8	1,0	5,40
17	1,09	1 055	95	72,0	0,8	5,00
18	1,08	976	79	71,3	0,7	4,65
19	1,075	908	68	70,7	0,6	4,35
20	1,070	850	58	70,2	0,5	4,10
21	1,026	828	22	70,0	0,0	4,00
22	1,000	828	000	70,0	0,0	4,00
			Total = 8 022		55	

Reducerea de secțiune totală este: $F = F_1 - F_t = 8\,850 - 828 = 8\,022$ mm².

De 62 mm

Calibrul diametrului de 70 mm inoxidabil *Tabela 4*

Filiera	Raza de raionare *R*, mm	Degajarea *S*, mm	Diametrul fund rolă, mm *d*	*T*, mm	Excentric, mm β	d_2, mm	*h*, mm	*S/D*	*DK*	*D*, mm
1	67,53	3,0	151,0	136,0	7,03	206,54	3,0	0,0248	0,00425	121,0
2	69,25	4,4	155,4	136,0	10,95	208,04	3,0	0,0377	0,0092	116,6
3	67,60	4,6	141,0	126,5	11,60	191,82	2,5	0,0412	0,0107	112,0
4	65,50	4,7	145,7	126,5	11,85	194,12	2,5	0,0437	0,0114	107,3
5	62,35	4,3	150,0	126,5	10,85	196,47	2,5	0,0417	0,0109	103,0
6	60,60	4,5	154,5	126,5	11,35	198,62	2,5	0,0456	0,0119	98,5
7	57,74	4,2	158,7	126,5	10,59	200,87	2,5	0,0446	0,0116	94,3
8	55,22	4,0	162,7	126,5	10,07	202,97	2,5	0,0444	0,0115	90,3
9	52,60	3,7	146,4	116,5	9,30	185,54	2,0	0,0426	0,011	86,6
10	49,70	3,2	149,6	116,5	8,00	187,39	2,0	0,0384	0,0099	83,4
11	46,66	2,6	152,2	116,5	6,26	188,99	2,0	0,0322	0,0066	80,8
12	44,26	2,1	154,3	116,5	4,91	190,29	2,0	0,0267	0,0045	78,7
13	42,78	1,9	156,2	116,5	4,38	191,34	2,0	0,0247	0,0038	76,8
14	41,23	1,6	157,8	116,5	3,63	192,29	2,0	0,0213	0,00285	75,2
15	40,04	1,4	159,2	116,5	3,14	193,09	2,0	0,019	0,0023	73,8
16	38,56	1,0	142,2	107,5	2,16	175,79	2,0	0,0138	0,0011	72,8
17	37,72	0,8	143,0	107,5	1,72	176,29	2,0	0,0111	0,0008	72,0
18	37,15	0,7	137,7	104,5	1,50	170,98	1,75	0,00984	0,0007	71,3
19	36,62	0,6	138,3	104,5	1,27	171,33	1,75	0,00847	0,0005	70,7
20	36,15	0,5	138,8	104,5	1,05	171,63	1,75	0,00712	0,00035	70,2
21	35,09	0	139,0	104,5	0	271,98	1,75	0	0	70,0
22	35,00	0	139,0	104,5	0	271,98	1,75	0	0	70,0

Reducerea totală de diametru este : $d_1 - d_e = 124 - 70 = 55{,}2$ mm.

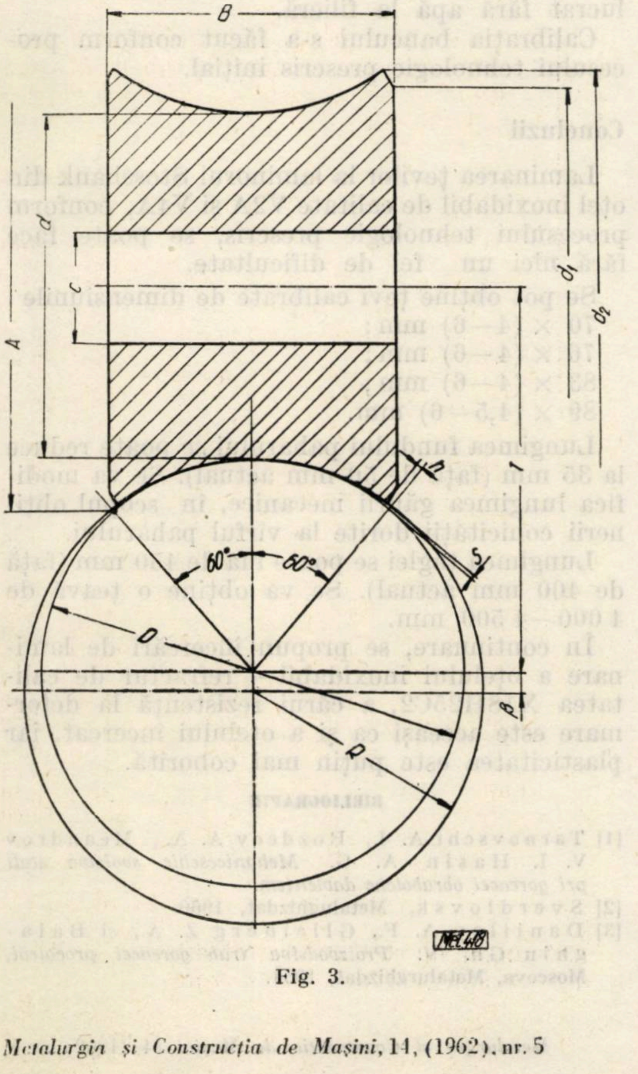


Fig. 3.

În diagrama din figura 2 sînt trecute variaţiile lui μ_i, $F_i - F_{(i-1)}$ şi ale lui $D_{mi} - D_{m\,(i+1)}$.

Pentru a determina efortul necesar laminării la bancul cu filiere, s-au făcut următoarele determinări :

la laminarea pe calibrul 76 s-a obţinut :

— calitatea oţelului : OL 34 ;

— temperatura în zona de egalizare : 1 240°C ;

— diametrul exterior al paharului : 143,5 mm ;

— diametrul interior al paharului : 71,5 mm ;

— peretele paharului : 36 mm ;

— secţiunea paharului : 12 150 mm^2 ;

— dimensiunile ţevii la ieşirea din banc : 76 × 3,25 × 5 000 mm ;

— secţiunea ţevii la ieşirea din banc : $S_T = 736$ mm^2 ;

— s-a preluat procesul de laminare la banc : $S_p - S_T = 11\ 414$ mm^2.

La viteza de 1,6 m/s a cremalierei, intensitatea totală de lungă durată a fost de 1 300 A, deci 0,114 A/mm^2 de secţiune preluată.

Oţelul inoxidabil are o rezistenţă la deformare de 2,0 ori mai mare decît aceea a oţelului OL 34 şi OL 38, deci va fi nevoie de 2,0 × 0,114 = 0,228 A/mm^2 de secţiune preluată.

Secţiunea totală preluată fiind de 8.022 mm^2, rezultă că va fi necesară o intensitate totală de : 8 022 × 0,228 = 1 830 A.

Pregătirea materialului pentru laminare s-a făcut conform procesului tehnologic prescris. Pentru evitarea formării unei flori prea pronunţate s-a încercat strunjirea capătului liber al paharului. S-a dovedit că această operaţie nu este necesară, deoarece floarea formată a fost normală şi nu a îngreuiat expandarea țevii în expanzitor sau extragerea dornului la extractor.

Găurirea țaglelor (cu gaură mecanică prealabilă) s-a făcut la presa B_7 cu un dorn cu vîrful conic (fig. 4), ceea ce a ușurat găurirea țaglei. Din cauza vîrfului conic, capătul paharului nu s-a format cu conicitatea necesară laminării în banc (fig. 5). Conicitatea a fost obținută ulterior la strung, o dată cu strunjirea la exterior a paharelor.

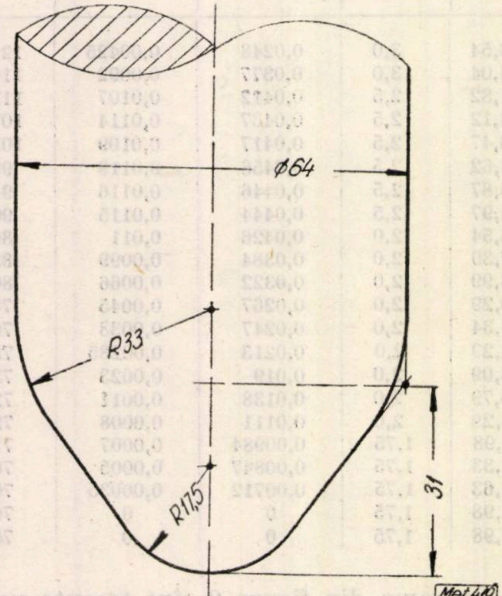


Fig. 4.

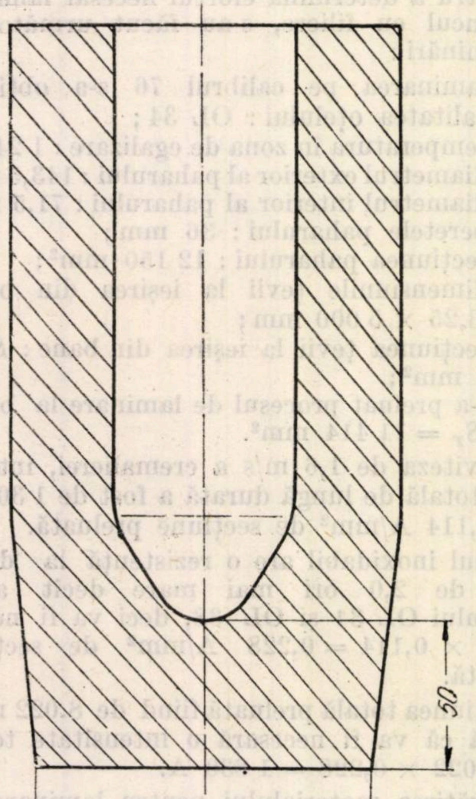


Fig. 5.

Fundurile paharelor au fost de circa 50 mm.

S-a laminat în condiții bune și un pahar care avea un fund de numai 25 mm.

Perforarea țaglei (găurite mecanic) în pahar s-a făcut la 1 220°C.

Laminarea paharelor în țeavă s-a făcut la 1 220°C.

Viteza de laminare a fost de 1,5 – 1,6 m/s.

Intensitatea înregistrată a fost 1 600 – 1 800 A (față de 1 830 antecalculat), ceea ce reprezintă 768 – 864 kW.

Laminarea la bancul cu filiere, expanzitor și extractor, s-a făcut fără nici un fel de dificultate (11 pahare introduse în cuptor – 11 țevi obținute pe patul de răcire, deci fără nici un rebut).

Țeava obținută pe patul de răcire, după expandare și extragerea dornului (adică necalibrată), a avut un diametru exterior de 72 mm (la rece), peretele a fost de 4 mm ± 10 %; lungimea a fost de 3,5 – 4,0 m.

S-a constatat eficiența introducerii grafitului în pahar și a ungerii dornurilor de laminare cu apă cu grafit. În timpul laminării s-a lucrat fără apă la filieră.

Calibrația bancului s-a făcut conform procesului tehnologic prescris inițial.

Concluzii

Laminarea țevilor la laminorul Stossbank din oțel inoxidabil de calitate V2A și V4A, conform procesului tehnologic prescris, se poate face fără nici un fel de dificultate.

Se pot obține țevi calibrate de dimensiunile:
70 × (4 – 6) mm;
76 × (4 – 6) mm;
83 × (4 – 6) mm;
89 × (4,5 – 6) mm.

Lungimea fundului paharului se poate reduce la 35 mm (față de 50 mm actual). Se va modifica lungimea găurii mecanice, în scopul obținerii conicității dorite la vîrful paharului.

Lungimea țaglei se poate lua de 450 mm (față de 400 mm actual). Se va obține o țeavă de 4 000 – 4 500 mm.

În continuare, se propun încercări de laminare a oțelului inoxidabil – refractar de calitatea X18H25C2, a cărui rezistență la deformare este aceeași ca și a oțelului încercat, iar plasticitatea este puțin mai coborîtă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tarnovschi A. I., Rozdeev A. A., Meandrov V. I. Hasin A. G. *Mehaniceschie svoistva stali pri goreacei obrabotche davleniem.*

[2] Sverdlovsk, Metalughizdat, 1960.

[3] Daniilov A. F., Glleiberg Z. A., și Balaghin Gh. V. *Proizvodstva trub goreacei procalcoi*, Moscova, Metalurghizdat, 1954.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.744.5 :621.742.479.2

Un nou procedeu de formare pentru turnarea pieselor din oțel

ADRIAN IONESCU
Combinatul metalurgic – Reșița

În ultimul timp, în tehnologia formării pieselor mici și mijlocii, se practică un procedeu nou de formare, cu productivitate ridicată și cu rezultate calitative bune.

Noua metodă constă în confecționarea pieselor în nisip cuarțos, cu adaos de silicat de sodiu, iar ca liant folosindu-se — în proporție redusă — bentonită cu melasă, leșie sulfitică sau dextrină.

Formele executate din acest amestec de nisip nu necesită operația de uscare, dat fiind faptul că uscarea — și deci întărirea — se realizează în contact cu aerul, determinată fiind de acțiunea chimică a apei de sticlă în contact cu aerul atmosferic.

Cercetările de laborator au fost axate pe realizarea următoarelor criterii de apreciere :

- realizarea permeabilității, cu valori cuprinse între 150 și 200 ;
- rezistența la compresiune în stare crudă, cel puțin 500 gf/cm² ;
- rezistența la forfecare în stare uscată, cel puțin 5 kgf/cm².

Pentru stabilirea rețelei finale, s-au făcut mai multe încercări, variindu-se o serie de factori astfel încît să se obțină proprietățile realizate.

În cercetările de laborator, nisipul de bază l-a constituit nisipul de Făget, care are următoarele caracteristici :

— componenta levigabilă :	2,2 % ;
— fracția de bază — 0,2/0,6 :	83,8 % ;
— SiO_2 :	93 %.

Analiza granulometrică. Procentul de nisip brut prin sita cu ochiuri de :

— 1,4 mm	— 0,4 % ;
— 1 mm	— 2,4 % ;
— 0,63 mm	— 12,8 % ;
— 0,32 mm	— 45,3 % ;
— 0,20 mm	— 25,7 % ;
— 0,10 mm	— 12,1 % ;
— 0,06 mm	— 1 % ;
— sub 0,06 mm	— 0,3 %.

Din această analiză se poate constata ușor neuniformitatea nisipului. Pentru a se îmbunătăți uniformitatea granulometrică, respectiv permeabilitatea, a fost necesar să se adauge nisip de Văleni.

Amestecul de formare conține următoarele componente :

- nisip cuarțos de Făget și Văleni cu marșalită ;
- liant (bentonită cu melasă, dextrină sau leșie sulfitică) ;
- apă de sticlă de tip special.

Încercări de laborator. Se prezintă trei rețete cu compoziții identice, cu excepția liantului suplimentar, care are ca scop de a îmbunătăți rezistența în stare crudă.

Nisipul curațos trebuie să fie bine uscat și în special rece (maximum 35°C) ; în caz contrar, amestecul preparat se va degrada, deoarece la temperatură mai mare se va accelera reacția silicatului cu bioxidul din atmosferă, fapt care va duce la o întărire prematură a amestecului, făcîndu-l inutilizabil în exploatare.

Prima rețetă

— nisip de Făget :	50 % ;
— nisip de Văleni :	25 % ;
— marșalită :	20 % ;
— bentonită :	4 % ;
— dextrină :	1 % ;
— apă de sticlă de tip special :	5—6 % ;
— apă :	2 %.

Cu această rețetă de amestec s-au obținut următoarele rezultate :

— rezistența la compresiune în stare crudă :	680 gf/cm² ;
— rezistența la compresiune în stare uscată în atmosferă :	13 000 gf/cm² ;
— rezistența la forfecare în stare uscată în atmosferă ;	6 000 gf/cm² ;
— permeabilitatea în stare crudă :	130 ;
— permeabilitatea în stare uscată :	210 ;
— umiditatea :	5 %.

A doua rețetă :

— nisip de Făget :	50 % ;
— nisip de Văleni :	25 % ;
— marșalită :	20 % ;
— bentonită :	4 % ;
— leșie sulfitică prăfoasă :	1 % ;
— apă de sticlă de tip special :	5—6 % ;
— apă :	4 %.

Cu această rețetă s-au obținut următoarele rezultate :

— rezistența la compresiune în stare crudă :	720 gf/cm² ;
— rezistența la compresiune în stare uscată :	7 800 gf/cm² ;
— rezistența la forfecare în stare uscată	5 200 gf/cm² ;
— permeabilitatea în stare crudă :	120 ;
— permeabilitatea în stare uscată :	240 ;
— umiditatea :	5% .

A treia rețetă

— nisip de Făget :	50% ;
— nisip de Văleni :	26% ;
— marșalită :	20% ;
— bentonită :	4% ;
— melasă :	1%,
— apă de sticlă de tip special :	5—6 % ;
— apă :	2%.

Cu această rețetă s-au obținut următoarele rezultate :

— rezistența la compresiune în stare crudă :	780 gf/cm² ;
— rezistența la compresiune în stare uscată :	13 000 gf/cm² ;
— rezistența la forfecare în stare uscată :	8 000 gf/cm² ;
— permeabilitatea în stare crudă :	130 ;
— permeabilitatea în stare uscată :	230 ;
— umiditatea :	5% .

La toate aceste rețete, nisipul cuarțos trebuie să fie uscat și rece, bentonita trebuie să fie foarte fin măcinată, iar apa de sticlă de tip special trebuie să aibă următoarele caracteristici :

— modulul :	2,2—2,4 ;
— SiO_2 :	30 —32% ;
— Na_2O :	14 —16% ;
— greutatea specifică :	1,5—1,55 g/cm³.

Modul de preparare. Se amestecă mai întîi timp de 5 min componentele solide, după care se adaugă apă de sticlă și apa necesară pentru realizarea umidității ; toate acestea se mai amestecă încă circa 5 min după care se folosește în exploatare.

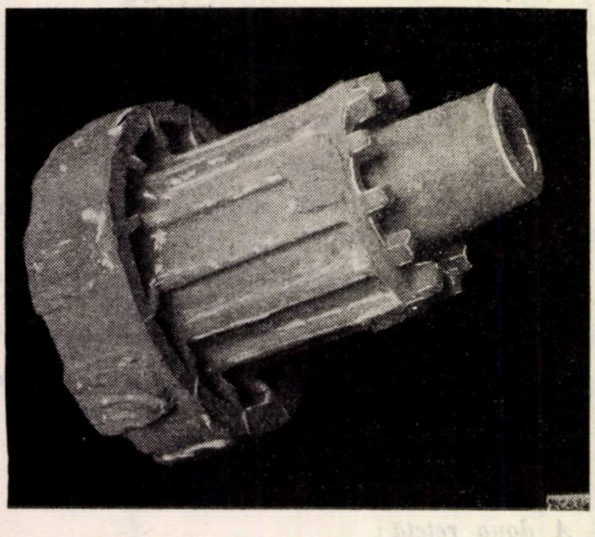


Fig. 1. Rotorul motorului de tracțiune.

Se recomandă ca amestecul preparat să se păstreze, în vase închise, ferite de contactul cu atmosfera.

Modul de folosire. Acest amestec se adaugă manual, într-un strat de 30—40 mm, pe modelul de executat, peste care se pune în continuare nisipul de umplutură, pînă la completarea ramei de formare.

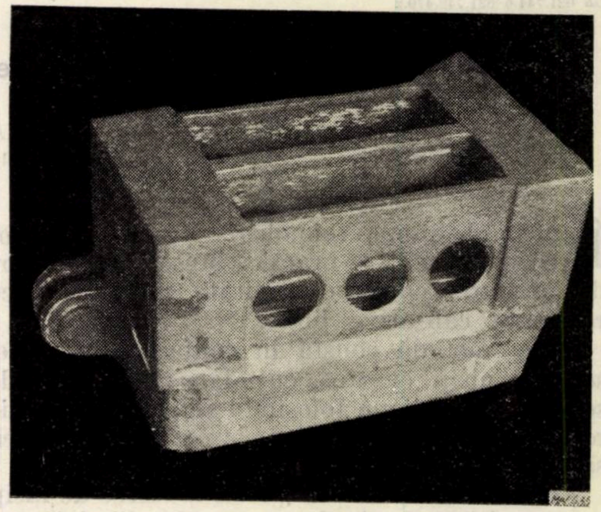


Fig. 2. Piesă de legătură

După executarea formării, se scoate modelul și se repară eventualele porțiuni care s-au deteriorat prin scoaterea modelului.

Forma astfel executată se lasă în atmosferă încă circa 3—4 ore, timp în care se produce reacția, respectiv întărirea și uscarea, după care forma poate fi asamblată și pregătită pentru turnare, la acest procedeu nemaifiind necesare vopsirea și uscarea din nou a formei.

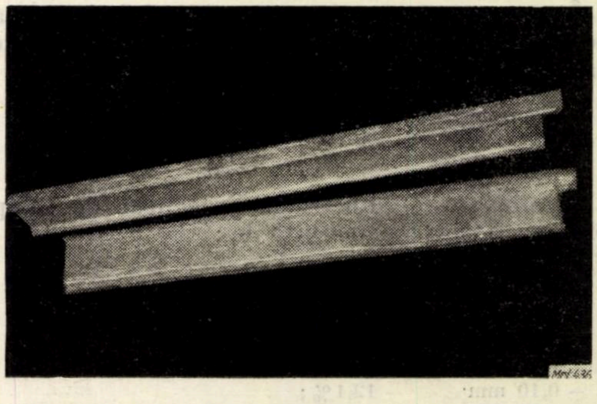


Fig. 3. Placă F.

Această metodă se aplică la executarea pieselor mici și mijlocii. Figurile 1 și 2 reprezintă piese de locomotivă Diesel-electrică ; se observă aspectul destul de plăcut, cu toate că piesele sînt dificile ca formare, necesitînd o temperatură de turnare de 1 450°C măsurată cu termometrul piroptic (necorectat). Figura 3 reprezintă o placă de circa 1 m lungime, turnată în poziție orizontală.

Observații. Se recomandă să se folosească apă de sticlă de tip special, deoarece rezultatele obținute sînt mai bune; se poate totuși folosi și apă de sticlă tip B, în care caz rezultatele obținute nu sînt la nivelul celor realizate cu folosirea — în amestecul de formare — a apei de sticlă de tip special.

Concluzii. Metoda este foarte productivă și economică, dat fiind faptul că se suprimă o serie de operații, ca: vopsirea, transportul pieselor la cuptor și uscarea lor.

Piesele realizate au aspect exterior superior, ceea ce reduce manopera de curățare și de îndepărtare a defectelor.

CZ 621.431.73.004.63–38 :621.891

Unele aspecte privind uzura ansamblului tachet-camă la motoarele cu turație ridicată

ING. RUDOLF MOSCOVICI
Uzina „Steagul roșu" – Brașov

Analizînd uzurile care au apărut la grupul arbore cu camă-tachet la autocamionul S.R. 101, se constată un exemplu clasic de uzură de aderență (fig. 1 și 2).

Uzura de aderență reprezintă un proces intens de distrugere a suprafețelor de lucru ale organelor de mașini în cazul frecării de alunecare. Datorită încălzirii locale a zonei de lucru pînă la temperatura de înmuiere a metalului, uzura de aderență apare sub forma unor suduri metalice locale pe suprafețele de frecare, și a distrugerii acestora prin transport de material și desprinderea de pe ele a microparticulelor. În cazul tachetului, care este cementat, porțiunea neatacată are o structură martensitică, iar suprapunerile de material datorită încălzirii prin frecare au o structură troostitică.

Uzura de aderență a grupului arbore cu came-tachet apare în special în cazul motoarelor moderne, cu turație ridicată, deoarece cresc atît viteza relativă, cît și forțele de inerție — impunînd condiții deosebit de grele de lucru acestui ansamblu.

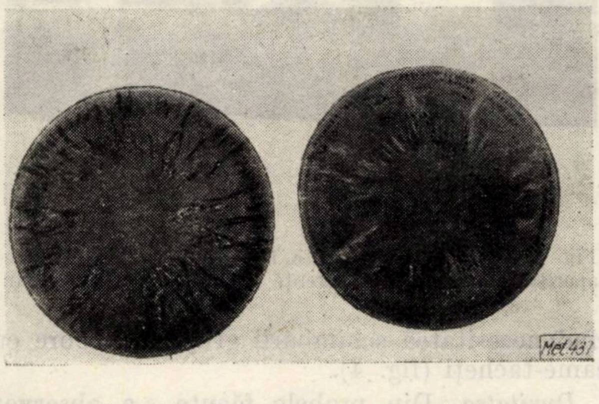


Fig. 1. Suprafața de lucru a tacheților în cazul unor uzuri de aderență.

Stabilind condițiile concrete de lucru ale ansamblului arbore cu came-tacheți la motorul S.R. 101, reiese că viteza periferică variază de la 2–3,34 m/s, iar presiunea de porțiune de lucru a camelor variază de la 1 384–1 710 kgf/cm².

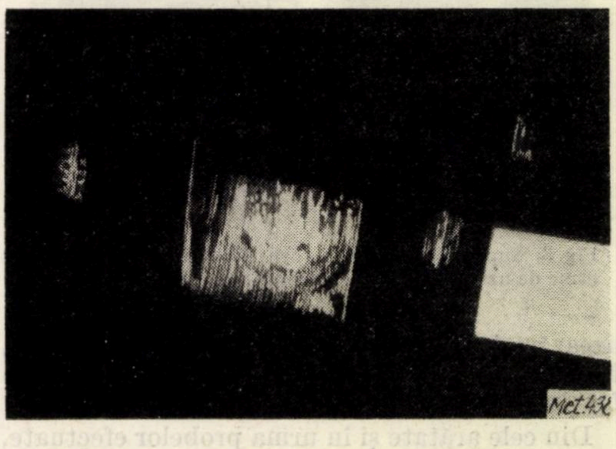


Fig. 2. Suprafața de lucru a camelor în cazul unor uzuri de aderență.

Aceste condiții caracterizează o frecare semiuscată, legată de pericolul apariției uzurii de aderență.

În acest articol se analizează influența parametrilor care pot duce la apariția unor uzuri de aderență.

Calitatea suprafeței

Calitatea suprafeței camelor prescrisă pe desenul de fabricație este de ▽▽▽ 8. În timpul rodajului și apoi în exploatare, calitatea suprafeței crește în unele cazuri pînă la ▽▽▽▽ 12 și ajunge în medie la ▽▽▽ 9 [2].

O situație asemănătoare se observă și la ciuperca tachetului, unde calitatea suprafeței prescrisă este de ▽▽▽ 8, iar după rodaj ajunge pînă la ▽▽▽▽ 13, fiind în medie de ▽▽▽▽ 12.

Pentru a evidenţia influenţa calităţii suprafeţei asupra posibilităţii de apariţie a uzurii de aderenţă, a fost executat un lot de axe cu came şi tacheţi ale căror suprafeţe de lucru au fost polizate, obţinîndu-se o calitate a suprafeţei de ▽▽▽▽ 10 la camă şi ▽▽▽ 9 la tachet. La probele normale de rodaj pe bancul de probă, s-a observat, la aceste piese, o accentuare a uzurii de aderenţă.

Aceasta se explică prin faptul că, în cazul frecării semiuscate, coeficientul de frecare scade o dată cu creşterea gradului de finisare a calităţii suprafeţei doar pînă la o anumită limită, după care are loc o creştere a coeficientului de frecare. Intensificarea apariţiei uzurilor de aderenţă se explică şi prin faptul că, în cazul unei calităţi superioare a suprafeţei de lucru a ciupercii tachetului, stratul de fosfat nu realizează o legătură destul de trainică cu metalul, fapt care determină curăţarea stratului de fosfat în primele minute de rodaj [3].

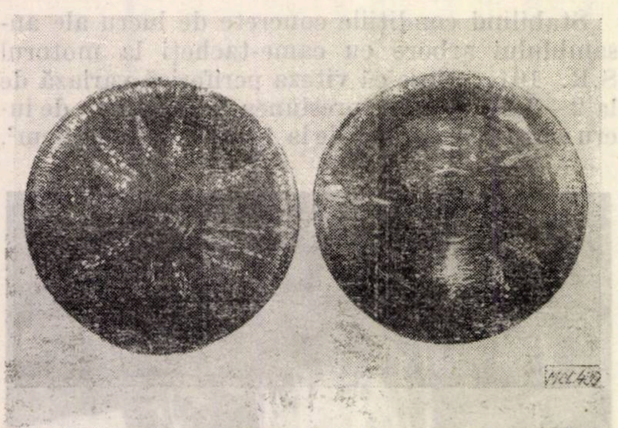


Fig. 3. Suprafaţa de lucru a tacheţilor pe care se observă urme de uzură de aderenţă după un parcurs de 2 000 km.

Din cele arătate şi în urma probelor efectuate, s-a stabilit calitatea raţională a suprafeţei, corespunzătoare atît condiţiilor de calitate cît şi celor economice. Astfel, calitatea de ▽▽▽ 8 corespunde atît profilului camelor de la axa cu came, cît şi suprafeţei de lucru a ciupercii tachetului.

Condiţiile de rodaj. Respectarea strictă a normelor de rodaj constituie o condiţie esenţială pentru evitarea uzurilor de aderenţă. La încercările făcute, s-a dovedit că creşterea bruscă a turaţiei motorului — atît în timpul rodajului la rece, cît şi la începutul rodajului la cald — — atrage, aproape în toate cazurile, ivirea fenomenului de uzură de aderenţă.

De remarcat este faptul că condiţiile ulterioare de exploatare a motorului nu influenţează asupra posibilităţii de apariţie a uzurii de aderenţă. Dimpotrivă, la unele motoare, tacheţii — pe a căror suprafaţă de lucru au apărut urme de uzură de aderenţă la rodaj — în cursul exploatării s-au lustruit şi nu au mai prezentat urme de uzuri exagerate (fig. 3).

În general însă, apariţia iniţială — încă de la rodaj — a uzurii de aderenţă duce la uzuri exagerate, care au un efect dăunător asupra condiţiilor de exploatare, în ultimă instanţă generînd necesitatea schimbării grupului arbore cu came-tacheţi (fig. 4).

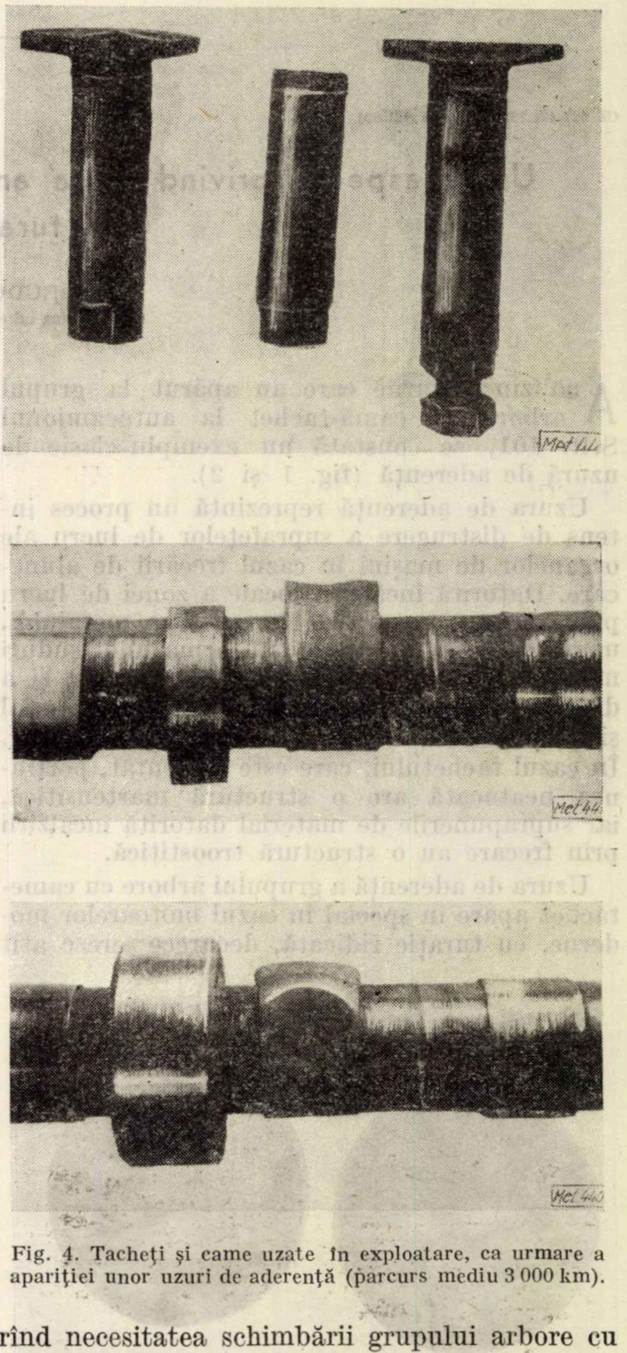


Fig. 4. Tacheţi şi came uzate în exploatare, ca urmare a apariţiei unor uzuri de aderenţă (parcurs mediu 3 000 km).

Duritatea. Din probele făcute s-a observat că, în majoritatea cazurilor, uzura de aderenţă a apărut atunci cînd diferenţa de duritate între camă şi tachet depăşeşte două-trei unităţi HRC [4]. Această condiţie însă nu poate fi respectată într-o fabricaţie de serie, limitele admise de duritate pentru camă fiind de 56–62 HRC, iar pentru tacheţi – de 54–62 HRC.

Restrîngerea acestor limite nu am considerat-o posibilă, ci ne-am propus să tindem spre limita superioară a intervalului indicat.

Pentru a evita modificarea structurii materialului prin rectificare, este necesar a se respecta o serie de recomandări. Astfel, la arborele cu came se folosesc pietre de rectificat En46–60 IIbB, avansul de lucru fiind de 0,015–0,02 mm/rot, turaţia arborelui fiind de 36 rot/min, iar turaţia pietrei de 1 100 rot/min. De asemenea, este necesar ca, la fiecare arbore cu came (12 came şi un excentric), să se corecteze piatra de rectificat cu diamantul.

Deşi s-au respectat condiţiile normale de lucru, s-a constatat totuşi la rectificare scăderea durităţii pe camă cu două unităţi HRC. Pentru aceasta, s-a stabilit limita inferioară a durităţii – după tratamentul termic prin curenţi de înaltă frecvenţă mai mare cu două unităţi HRC.

La tachet s-a impus, de la început, ca adîncimea stratului cementat să fie către limita superioară 1,2 mm, pentru a evita ca stratul cementat să scadă după rectificare sub 0,8 mm. În caz contrar, se pot ivi foarte frecvent cazuri de uzură de aderenţă care conduc la uzuri exagerate ale ansamblului tachet-camă.

O atenţie deosebită trebuie acordată alegerii pietrelor de rectificat pentru ciuperca tachetului, pentru care nu este suficientă verificarea durităţii. Astfel, în cazul folosirii pietrelor cu liant ceramic – En 80 – II a c – recomandate în general pentru astfel de operaţii, se observă apariţia unui strat subţire de revenire. Datorită faptului că acest strat este foarte subţire, duritatea pieselor nu este influenţată în mod evident.

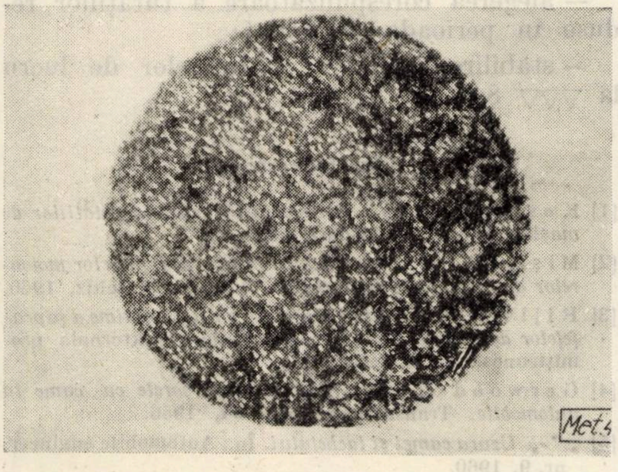


Fig. 5. Analiza metalografică a suprafeţei de frecare a unui tachet care prezintă zone de revenire datorită rectificării.

Făcînd însă analiza metalografică a suprafeţei de frecare, se observă zone de trecere cu o structură troostitică şi sorbitică (fig. 5). De asemenea, se poate evidenţia mai simplu fenomenul de revenire cu ocazia decapării care se face înainte de fosfatare, prin apariţia unor pete, care dovedesc existenţa unui strat revenit (fig. 6).

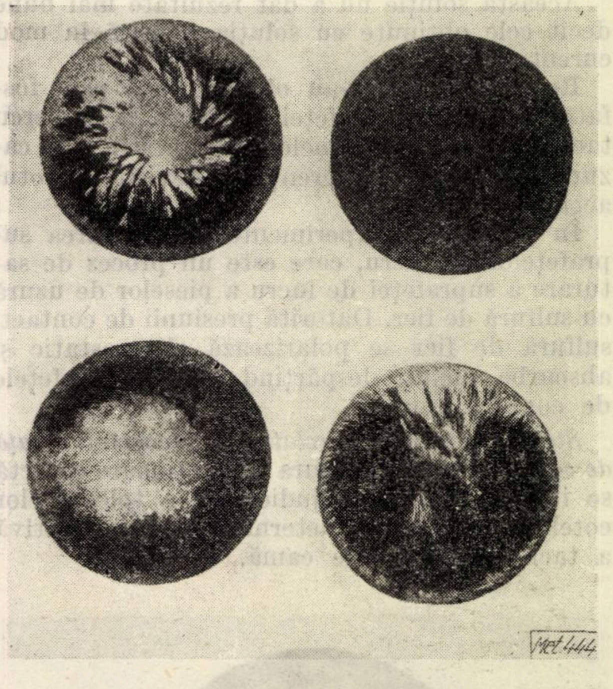


Fig. 6. Tachet bun (jos dreapta) şi tacheţi a căror suprafaţă de lucru după rectificare prezintă zone de revenire (tacheţii au fost decapaţi şi apoi fosfataţi).

În urma probelor făcute, s-a stabilit – în mod provizoriu – să se lucreze cu pietre cu liant de vulcanită. Sînt în curs încă probe în vederea folosirii pietrelor de liant de bachelită.

Iniţial, stratul antifricţiune folosit a fost cuprarea electrolitică. În urma probelor efectuate, s-a trecut la fosfatarea suprafeţei de lucru a ciupercii tachetului. Aceasta se execută în urma unei decapări adînci, creîndu-se pori prin care se asigură o aderenţă bună a stratului de fosfat. Reţeta folosită pentru operaţia de fosfatare este următoarea :

– sare Majeff (aciditate totală) 29–35 puncte ;
– acid fosforic (aciditate liberă) 4–4,4 puncte ;
– raportul $\frac{\text{aciditate totală}}{\text{aciditate liberă}} = 6{,}3-8$.

Regimul de lucru :

– curentul electric – alternativ ;
– temperatura băii – 95–97°C ;
– densitatea curentului – 3 A/dm^2 ;
– tensiunea curentului – 15 – 20 V ;
– durata menţinerii – 15–20 min.

S-a încercat, de asemenea, fosfatarea indicată pentru operațiile de ambutisare:

ZnO — 25,6 g/l;
H_3PO_4 — 26,7 g/l;
HNO_3 — 36,7 g/l;
Na_2CO_2 — 4,68 g/l;
$NaHO_2$ — 0,12 — 0,20 g/l;
aciditatea totală — 50 cm^3 1/10;

se lucrează într-un bazin de fier încălzit.

Această soluție nu a dat rezultate mai bune decît cele obținute cu soluția folosită în mod curent.

Rezultate bune s-au obținut însă prin fosfatarea atît a suprafeței de lucru a ciupercii tachetului, cît și a camelor, variantă în care cazurile de uzură de aderență au devenit cu totul accidentale.

În prezent se experimentează sulfizarea suprafețelor de lucru, care este un proces de saturare a suprafeței de lucru a pieselor de uzură cu sulfură de fier. Datorită presiunii de contact, sulfura de fier se polarizează electrostatic și absoarbe uleiul, despărțind astfel suprafețele de contact.

Stabilirea poziției relative a tachetului față de camă. Pentru a asigura o funcționare corectă se impune stabilirea judicioasă a toleranțelor cotelor pieselor care determină poziția relativă a tachetului față de camă.

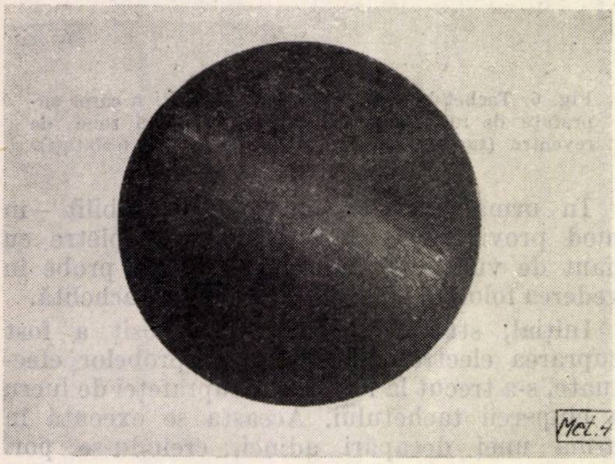


Fig. 7. Suprafața de lucru a unui tachet care nu s-a rotit în timpul rodării motorului.

În cazul tachetului bombat și al conicității mici la camă, se impun următoarele condiții:

— asigurarea unei dezaxări a punctului de contact dintre tachet și camă, față de axul tachetului de 4—5 mm, astfel încît să fie asigurată rotirea tachetului (fig. 7);

— asigurarea posibilității de reglaj axial al axului cu came, după uzură;

— evitarea contactului pe o porțiune de 2—3 mm de la marginea camei, porțiune unde — pentru a evita fisurarea marginilor camelor la călire prin CIF — se admite o scădere a durității pînă la 50 HRC.

Concluzii

Mărirea duratei de serviciu depinde, în cea mai mare măsură, de rezistența la uzură a principalelor piese și subansambluri.

Măsurile preconizate la uzina „Steagul roșu" au dat rezultate bune la motorul S.R. 101, cazurile de uzură de aderență devenind cu totul întîmplătoare.

Aceste măsuri nu pot fi însă universal valabile pentru toate tipurile de motoare. Pentru eliminarea uzurilor de aderență este necesar a se prevedea un ansamblu de măsuri constructive, tehnologice și de exploatare, bineînțeles ținîndu-se seamă de fiecare caz în parte.

Considerăm însă că din ansamblul de măsuri se pot desprinde unele comune, și anume:

— stabilirea judicioasă a construcției, astfel încît tacheții să se rotească și — prin acesta — să fie micșorate forțele de inerție care acționează asupra tachetului;

— alegerea corespunzătoare a materialelor pentru arborele cu came și tacheți;

— alegerea uleiurilor, atît în perioada de rodaj, cît și în exploatare;

— alegerea corespunzătoare a turațiilor reduse în perioada de rodaj;

— stabilirea calității suprafețelor de lucru la ▽▽▽ 8.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kostețhi, I. B.: *Rezistența la uzură a detaliilor de mașini*. Moscova, Mașghiz, 1959.

[2] Mișin, A. I.: *Durabilitatea la uzură a pieselor motoarelor de automobile și tractoare*. Moscova, Mașghiz, 1960.

[3[Rîjik, A. M.: *Asupra problemei calității optime a suprafețelor de frecare*. În: Avtomobilnaia i traktornaia promîșlennosti nr. 5, 1955.

[4] Gerwood și alții: *Tacheții și arborele cu came la automobile*. Transactions, vol. **64**, 1956.

[5] * * * *Uzura camei și tachetului*. În: Automobile engineer, nr. 9, 1960.

CZ 621.774:338.062

Experienţa uzinelor „Republica"—Bucureşti în stabilirea ciclului de fabricaţie

ION OLTEANU
Ministerul Finanţelor

Desfăşurarea producţiei de către întreprinderi în mod ritmic, fără salturi, contribuie la crearea condiţiilor necesare pentru depăşirea indicilor de plan, atît în ceea ce priveşte producţia globală, marfă şi sortimente, cît şi reducerea preţului de cost şi creşterea rentabilităţii.

De o mare importanţă în asigurarea ritmicităţii producţiei este îmbunătăţirea planificării interne a acesteia şi stabilirea cît mai fundamentată a ciclului de fabricaţie. Identificarea şi descoperirea rezervelor interne în toată activitatea întreprinderii constituie unul dintre cele mai principale obiective în perioada actuală. Reducerea duratei ciclului de producţie asigură obţinerea unui ritm mai rapid de executare a produselor, de însuşire a unor noi sortimente, a unei tehnologii superioare, care să permită o lărgire necontenită a volumului producţiei.

Nivelul mijloacelor circulante pentru producţia neterminată este determinat de mărimea volumului acesteia, care la rîndul ei este influenţată direct de durata ciclului de fabricaţie.

Stabilirea deci a unui ciclu de fabricaţie cît mai judicios contribuie într-o măsură importantă la alocarea pentru producţia neterminată a unui volum de mijloace circulante cît mai real.

Preocuparea pentru stabilirea cît mai judicioasă a ciclului de fabricaţie este justificată de necesitatea folosirii raţionale a mijloacelor băneşti şi a resurselor materiale ale statului, în scopul măririi continue a vitezei de rotaţie şi al creşterii acumulărilor. Deşi ciclul de fabricaţie este un element important pentru planificarea judicioasă a volumului de mijloace circulante, totuşi pînă în prezent nu s-au elaborat instrucţiuni metodologice generale sau pe ramuri pentru stabilirea acestuia. Cu toate acestea, un mare număr de întreprinderi din cadrul Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini au experimentat, obţinînd rezultate bune, diferite metode apărute în literatura de specialitate. Uzina „Semănătoarea"-Bucureşti a stabilit ciclul de fabricaţie folosind metoda expusă în lucrarea „Planificarea în uzinele de construcţii de maşini" de G. V. Teplov, iar uzinele „Steagul roşu" şi „Ernst Thälmann" din Braşov au aplicat metodologia din cursul de „Organizarea şi planificarea unei întreprinderi industriale" de A. E. Kameniţev.

În sectorul industriei siderurgice, la uzina „Republica" din Bucureşti, rezultatele obţinute în stabilirea ciclului de fabricaţie nu au fost atît de satisfăcătoare. Această situaţie a fost determinată şi de faptul că întreprinderea nu a primit indicaţiile metodologice necesare din partea forului tutelar, precum şi din cauză că în literatura de specialitate nu a fost tratată în mod practic stabilirea ciclului de fabricaţie la fabricile de ţevi.

La stabilirea ciclului de fabricaţie pe anul 1961 uzina a avut în vedere: stocurile efective de producţie neterminată din perioada 1960, în care au fost incluse şi comenzile sistate, produsele necorespunzătoare calitativ înregistrate în mod eronat în soldul producţiei neterminate şi creşterea sarcinilor de plan. În asemenea condiţii, ciclul de fabricaţie a fost stabilit cu largheţe, deoarece s-au avut în vedere deficienţele de fabricaţie, rebuturile, întreruperile neplanificate etc.

În urma sesizării şi analizării acestor deficienţe, s-a procedat la recalcularea duratei ciclului de fabricaţie, în funcţie de condiţiile concrete din uzină, evident fără să se ţină seamă de deficienţele determinate de diferite cauze organizatorice şi pentru care este necesar să se ia măsuri pentru înlăturarea lor.

Pentru stabilirea ciclului de fabricaţie, cu ocazia recalculării acestuia, s-au avut în vedere următoarele elemente:

— capacitatea de producţie a fiecărui utilaj folosit în întreprindere pentru realizarea planului;

— numărul acestora;

— timpul necesar pentru operaţiile care se execută în regie;

— mărimea lotului de fabricaţie;

— procentul de depăşire a normelor şi numărul de schimburi.

La producţia de ţevi nu se folosesc loturile de fabricaţie. Pentru efectuarea calculului ciclului de fabricaţie, lotul de producţie s-a asimilat cu încărcarea zilnică a laminoarelor în raport cu capacitatea acestora. În aceste condiţii s-a considerat că lotul de fabricaţie este similar cu producţia planificată la laminoare pentru o zi.

O altă dificultate întîmpinată la stabilirea ciclului de fabricaţie a constituit-o faptul că la uzina „Republica" se executa peste 1 000 de tipuri de ţevi în cadrul a cinci poziţii de plan, ceea ce ar fi necesitat un volum mare de muncă. În vederea înlăturării acestei dificultăţi s-a efectuat calculul la tipul de ţevi care se execută în cantităţi mai importante în cadrul fiecăreia din cele cinci poziţii din planul de stat.

Stabilirea ciclului de fabricaţie pentru produsul ţevi-instalaţii. În cadrul acestei poziţii se execută circa 100 de dimensiuni de ţevi. În cea mai mare proporţie se execută dimensiunile 3/4", cu dimetrul de 88,24 × 4 mm, STAS 441-49 şi 1" cu diametrul de 33,5 × × 3,25 mm.

Pentru executarea tipului de ţevi 3/4" cu diametrul de 88,25 × 4 mm, STAS 441-49, materia primă trece prin şapte faze de fabricaţie. Pentru o tonă din acest produs, documentaţia tehnică prevede o durată de 7,595 ore, care pe faze se prezintă astfel :

— faza retezat la laminare	0,166	ore maşină/tonă ;
— faza îndreptat	0,180	ore maşină/tonă ;
— faza retezat	0,290	ore maşină/tonă ;
— faza filetat	5,015	ore maşină/tonă ;
— faza înşurubat mufe	1,043	ore maşină/tonă ;
— faza controlat	0,678	ore maşină/tonă ;
— faza probat	0,220	ore maşină/tonă ;
Total	7,595	ore maşină/tonă.

Pentru o parte din fazele menţionate se folosesc mai multe maşini, din care cauză necesarul de timp se reduce în raport direct cu numărul acestora.

La faza retezat se folosesc două maşini, la filetat şase agregate, iar la operaţia de înşurubat două instalaţii.

În urma recalculării timpului necesar pentru prelucrat o tonă de ţevi de instalaţii, în funcţie de numărul utilajelor folosite, situaţia se prezintă astfel :

— faza retezat 0,1454 ore/tonă (0,2908 ore maşină/tonă împărţit la două maşini) ;
— faza filetat 0,8360 ore/tonă (5,015 ore maşină/tonă împărţit la două maşini) ;
— faza înşurubat 0,5215 ore/tonă (1,0431 ore maşină/tonă împărţit la două maşini).

Timpul necesar pentru o tonă de produs, în urma reducerilor determinate de folosirea mai multor maşini, se reduce la 4,746 ore. Capacitatea de producţie efectivă în 24 ore a fost de 120 t.

Lotul de fabricaţie pentru calcularea ciclului se asimilează cu producţia efectivă din anul de bază, care a fost de 120 t în 24 ore. În aceste condiţii, ciclul de fabricaţie se obţine pentru acest sortiment astfel :

$$4{,}746 \text{ ore} \times 120 \text{ t} = 569{,}5 \text{ ore}.$$

Pe anul 1961 s-a planificat o îndeplinire a normelor de producţie de 115%. În aceste condiţii cantitatea de 120 t (lotul) se obţine în 489 ore (569,5 : 115). Pentru a se stabili durata de fabricaţie a acestui sortiment de ţevi se împarte timpul de 489 ore la 24 ore. La acest sortiment, ciclul de fabricaţie rezultat este de 20,4 zile.

În vederea stabilirii unui ciclu cît mai real, s-a calculat durata şi la tipul „ţevi de instalaţie" de 1" cu diametrul de 33,5 × 3,25 mm, care se execută în cadrul aceleiaşi poziţii, într-o cantitate asemănătoare. Ciclul de fabricaţie la această dimensiune, calculat în aceleaşi condiţii, este de 13 zile.

Pentru a se stabili ciclul la întreaga producţie prevăzută la această poziţie, s-a calculat durata medie ponderată pentru ambele tipuri, în raport cu cantităţile prevăzute în plan şi cu durata de fabricaţie a fiecăruia. Ciclul mediu ponderat stabilit în aceste condiţii este de 15 zile.

În lucrarea întocmită iniţial de întreprindere, ciclul de fabricaţie s-a stabilit de 17 zile, deci cu două zile în plus. La celelalte poziţii : ţevi-construcţii, burlane, prăjini-foraj, prăjini grele etc., diferenţele dintre ciclul prevăzut în lucrarea iniţială şi cel recalculat pentru fiecare sortiment în condiţiile menţionate au fost mai mari (3—10 zile).

Datorită calculului ciclului de fabricaţie şi ritmului cheltuielilor de producţie, insuficient de fundamentat, s-au alocat întreprinderii pentru acest produs mijloace circulante în plus de 463 000 lei pe anul 1961.

Durata ciclului de fabricaţie determină perioada de imobilizare a mijloacelor circulante în faza producţiei propriu-zise, iar prin aceasta şi volumul normativului. Cu cît ciclul de producţie este mai lung, cu atît mai multe mijloace circulante normate sînt necesare întreprinderii pentru fabricara unei anumite cantităţi de produse. Calculele fundamentate ale stabilirii duratei planificate a ciclului de producţie trebuie întocmite întotdeauna ţinîndu-se seama de planificarea producţiei globale şi a stocurilor pentru producţia neterminată.

Ciclul de fabricaţie stabilit în condiţiile arătate constituie o bază pentru încărcarea eficientă a întreprinderii şi a calculării stocurilor de producţie neterminată. Pentru aceasta, în primul rînd serviciul tehnologic trebuie să se preocupe pentru strîngerea datelor necesare, ca : sortimentele prevăzute în plan, capacitatea de producţie efectivă din anul de bază, normele de timp pentru operaţiile de regie, numărul de schimburi şi organizarea fabricaţiei în fiecare secţie etc.

În ciclul de fabricaţie se cuprinde nu numai timpul necesar pentru prelucrarea produselor, ci şi acela pentru aşteptarea semifabricatelor înainte de a intra în lucru. De multe ori întreprinderile prevăd, nejustificat, timpul de aşteptare în secţii mai mare decît cel stabilit pentru prelucrarea produselor.

La stabilirea ciclului de producţie planificat, este necesar să se tindă la scurtarea acestuia, mai ales prin reducerea timpului de aşteptare în secţiile de transport, de control etc.

Cu prilejul elaborării procesului tehnologic este indicat a se planifica lansarea paralelă a produselor în diferite secţii, ceea ce contribuie la scurtarea ciclului de producţie.

Dată fiind importanţa ciclului de fabricaţie pentru stabilirea necesarului de mijloace circulante pe care bugetul de stat le alocă, este necesar ca direcțiile generale și direcția tehnică din minister să elaboreze instrucțiuni pentru stabilirea acestuia, ținînd seamă de specificul producției, și să organizeze urmărirea operativă și metodică a scurtării duratei de fabricație a produselor.

Stabilirea duratei ciclului de fabricație este o problemă principală și actuală și trebuie să constituie un obiectiv central în planul de muncă al serviciilor tehnice. Durata de fabricație trebuie să se stabilească pe fiecare fază, operație, în mod cît mai analitic și mai fundamentat.

Trebuie combătută practica unor întreprinderi de a planifica ciclul de fabricație pe baza realizărilor efective (necesarul de zile extras din evidențele serviciului de producție sau ale planificării din secție). În aceste realizări se reflectă o serie de deficiențe organizatorice, de aprovizionare, de planificare superficială, întreruperi, sistări, depășirea procentului de rebut sau de declasare, ceea ce ar însemna că aceste aspecte să se cuprindă în plan. Este evident că în asemenea condiții ciclul de producție nu se mai planifică suficient de mobilizator și nu mai sînt antrenate colectivele din întreprinderi pentru a se preocupa de reducerea acestuia.

În etapa actuală a economiei noastre, reducerea ciclului de fabricație este un obiectiv principal în fața colectivului de muncitori, ingineri și tehnicieni. Trebuie concentrată toată preocuparea pentru scurtarea sistematică a acestuia. În felul acesta se contribuie la accelerarea ritmului de creștere a producției și la reducerea sistematică a stocurilor de producție neterminată, deci a volumului de mijloace circulante.

Sursele eliberate prin reducerea duratei de fabricație se vor aloca de stat pentru finanțarea producției noilor obiective industriale.

Construcția de mașini

CZ 621–585.23

Reglaje și utilizări ale transmisiilor hidrostatice

Ing. ION NAN și ing. ROMULUS SUSAN
Uzina „23 August” Institutul de construcții-București

Agregatele hidrostatice cu pistoanele axiale sînt cunoscute de mulți ani. Ele nu și-au putut găsi însă utilizarea largă pe care o au în prezent decît după rezolvarea anumitor probleme constructive care le-a făcut sigure și rezistente în exploatare.

O transmisie hidrostatică se compune în general dintr-o pompă hidrostatică, care constituie partea primară antrenată de un motor termic sau electric, unul sau mai multe motoare hidraulice, care constituie partea secundară, motoare ce antrenează mașina de lucru direct sau prin intermediul unor reductoare finale, dispozitivele de comandă pentru varierea debitului, precum și aparatura de control și protecție.

Introducerea acestui gen de transmisii în domenii din ce în ce mai variate a fost posibilă și datorită avantajelor importante pe care le prezintă, printre care se menționează : variația continuă a vitezei de rotație, momente mari la viteze mici, posibilitatea de amplasare la distanță în locuri convenabile — legătura între pompă și motor făcîndu-se prin intermediul unor conducte —, eliminarea unui inversor de sens, randamente ridicate și automatizarea ușoară a comenzilor. Detalii de funcționare și constructive mai amănunțite sînt arătate în articolul „Transmisii hidrostatice” din revista „Metalurgia și Construcția de mașini” nr. 8, 1961.

Caracteristicii principale a unei transmisii hidrostatice, și anume raport de turație continuu variabil de la $-n$ prin zero la $+n$, i se adaugă un avantaj important : posibilitatea de reglaj, care poate fi cu ușurință automatizat, în funcție de debitul de ulei circulat, de presiune sau de orice alt parametru al instalației pe care o deservește.

A. DESCRIEREA REGLAJELOR

Se consideră o transmisie hidrostatică compusă dintr-una sau mai multe pompe cu debitul total V_1 și unul sau mai multe motoare cu debitul total V_2. Se presupune că turația părții primare (a pompelor) este constantă și se face abstracție de randamente. Variind pe V_1, pe V_2 sau pe ambele deodată, rezultă următoarele posibilități de reglaj :

1. Ax hidraulic

$V_1 = V_2 = \text{const.}$ (pompă și motor cu debit fix).

Raportul de transmisie :

$$i = \frac{n_2}{n_1} = \frac{V_1}{V_2} = \text{const.}$$

Pentru $V_1 = V_2,\ i = 1$.

O variație de turație a secundarului n_2 nu este posibilă decît dacă se scoate o cantitate de ulei din circuit.

Rezultă deci că puterea este transmisă cu turație constantă ca la orice ax mecanic rigid sau ax electric. Alegînd cilindree diferite pentru primar și secundar se poate obține un raport de transmisie constant $i \neq 1$.

Presiunea care se stabilește în circuit este funcție de momentul rezistent. Ea trebuie limitată, din motive de rezistență, printr-o supapă de siguranță. O schimbare a sensului de rotație a secundarului se poate face numai prin inversarea sensului de rotație a primarului sau cu ajutorul unui distribuitor care să schimbe conducta de aspirație cu cea de refulare.

2. **Reglajul secundarului** (fig. 1)

V_1 constant ; V_2 variabil între V_{2min} și V_{2max} (pompă cu debit constant și motor cu debit variabil).

Dacă se notează cu ψ_2 unghiul de basculare al motorului și

$$V_2 = V_{2max}\frac{\sin\psi}{\sin\psi_{max}} \cong \frac{V_{2max}}{\psi_{2max}}\psi_2 = K_2\,\psi_2,$$

se poate scrie:

$$n_2 = n_1 \frac{V_1}{V_2} = \frac{V_1}{K_2 \psi_2} n_1 ; \quad \psi_2 = \frac{V_1}{K_2 \frac{n_2}{n_1}} ;$$

$$M_1 = \frac{75 N_1}{\omega_1} = \frac{p V_1}{628} = \text{const.} ;$$

$$M_2 = M_1 \frac{V_2}{V_1} = M_1 \frac{K_2 \psi_2}{V_1} = M_1 \frac{1}{\frac{n_2}{n_1}} ;$$

$$716{,}2 \ N = M_2 n_2 = \text{const.}$$

Acest reglaj asigură deci în tot domeniul de funcționare transmiterea unei puteri constante. Nu permite însă viteze de rotație între zero și n_1, întrucît debitul maxim pe tură ce poate fi absorbit de motor la bascularea completă este debitul pompei. Creșterea de moment $S = \frac{V_{2max}}{V_1}$ $\frac{n_{2max}}{n_1}$ este limitată de n_{2max} admis pentru secundar. Creșterea de turație se obține prin reducerea unghiului de basculare. Inversarea sensului de rotație a secundarului nu se poate face decît inversînd sensul primarului sau inversînd conductele cu ajutorul unui distribuitor.

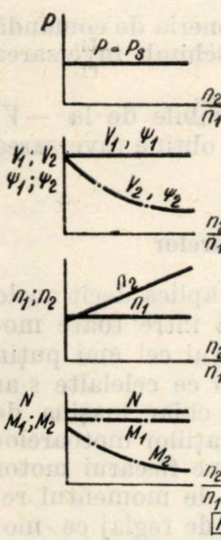


Fig. 1. Reglaj asupra secundarului.

3. Reglajul primarului (fig. 2)

În acest caz V_1 variază între zero și $\pm V_{1max}$ și V_2 este constant (pompă cu debit variabil și motor cu debit constant).

Se poate scrie:

$$n_2 = n_1 \frac{V_1}{V_2} = \frac{K_1 \psi_1 n_1}{V_2} ; \quad \psi_1 = \frac{V_2}{K_1} \frac{n_2}{n_1} ;$$

$$M_1 = \frac{p \cdot V_1}{628} = \frac{p \cdot K_1 \cdot \psi_1}{628} = \frac{p V_2}{628} \frac{n_2}{n_1} ;$$

$M_2 = M_1 \frac{V_2}{V_1} = \frac{p V_2}{628} = \text{const.}$, atît timp cît p este constant;

$$716{,}2 \ N = M_2 n_2 = p \frac{V_2 \cdot n_1}{628} \frac{n_2}{n_1} .$$

Se disting două cazuri:

a) figura 2,a $\quad p = p_s = \text{const.}$

$$M_1 = K \frac{n_2}{n_1} ; \ M_2 = \text{const.} ; \ N = K \frac{n_2}{n_1} ;$$

b) figura 2,b $\quad p \neq \text{const.} ; \ p_{max} > p_s ;$

$$p_{max} = \frac{450\,000 \ . \ N}{V_{2max} \, n_1 \left(\frac{n_2}{n_1}\right)_{min}} ; \ p_{min} = \frac{450\,000 \ . \ N}{V_{2max} \, n_1 \left(\frac{n_2}{n_1}\right)_{max}} ;$$

$$M_1 = K.p. \frac{n_2}{n_1} ; \ M_2 = K.p ; \ N = K' p \frac{n_2}{n_1} .$$

La acest reglaj se poate obține variația turației secundarului de la zero la maximum în ambele sensuri de rotație. În cazul arătat în figura 2, *a*, cu $p = p_s = \text{const.}$, momentul de intrare este constant, iar puterea transmisă este proporțională cu turația secundarului. În cazul arătat în figura 2, b, cu p crescînd pînă la p_{max}, puterea este constantă în cea mai mare parte a domeniului de funcționare (exceptînd zona de limitare a lui p_{max} împotriva suprasolicitărilor). Creșterea de moment în cazul arătat în figura 2, a este $S = 1$; în cazul din figura 2, b, $S = p_{max}/p_s$, atît p_{max} cît și p_s fiind limitate. Presiunea p_{max} este limitată de solicitările mecanice maxime, iar p_s de randamentul minim acceptat.

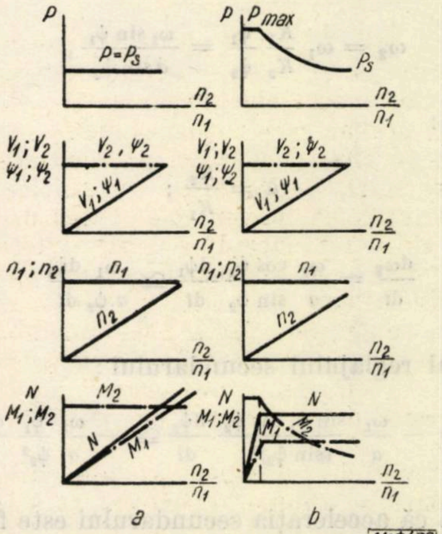


Fig. 2. Reglaj asupra primarului: a) $p = p_s$; b) $p \neq p_s$; $p_{max} > p_s$.

4. Reglajul combinat al primarului și secundarului (fig. 3)

În acest caz:

V_1 este variabil;

V_2 este variabil (pompa și motorul cu debit variabil).

Combinația celor două reglaje dă posibilitatea obținerii tuturor caracteristicilor descrise în celelalte cazuri.

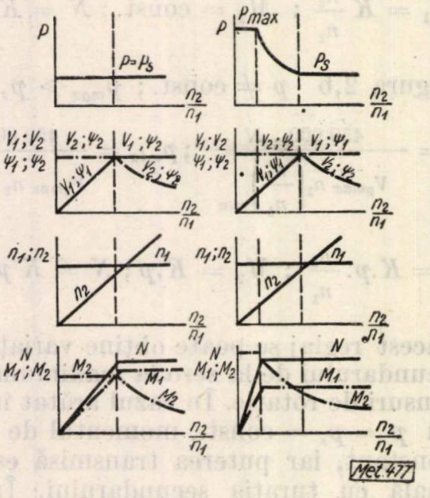


Fig. 3. Reglaj combinat :
a) $p = p_s$; b) $p = p_s$; $p_{max} > p_s$.

Creșterea de moment posibilă este :

$$S = \frac{V_{2max}}{V_{1max}} \frac{n_{2max}}{n_1} \frac{p_{max}}{p_s}.$$

Accelerația secundarului la reglajul primarului rezultă din :

$$\omega_2 = \omega_1 \frac{K_1}{K_2} \frac{\psi_1}{\psi_2} = \frac{\omega_1 \sin \psi_1}{a \sin \psi_2},$$

în care :

$$a = \frac{K_2}{K_1};$$

$$\frac{d\omega_2}{dt} = \frac{\omega_1}{a} \frac{\cos \psi_1}{\sin \psi_2} \frac{d\psi_1}{dt} \cong \frac{\omega_1}{a.\psi_2} \frac{d\psi_1}{dt}.$$

În cazul reglajului secundarului :

$$\frac{d\omega_2}{dt} = -\frac{\omega_1}{a} \frac{\sin \psi_1 \cos \psi_2}{(\sin \psi_2)^2} \frac{d\psi_2}{dt} \cong -\frac{\omega_1}{a} \frac{\psi_1}{\psi_2^2} \frac{d\psi_2}{dt}.$$

Rezultă că accelerația secundarului este funcție de viteza de basculare. La reglajul primarului, mărimea acestui unghi nu are practic influență asupra accelerației, în timp ce la reglajul secundarului accelerația variază invers proporțional cu pătratul unghiului de basculare.

În afara acestor patru posibilități de reglaj al transmisiilor hidrostatice, la care s-au considerat atît primarul cît și secundarul ca o singură unitate, mai rezultă și alte posibilități de reglaj, după felul cum sînt legate între ele elementele primarului și secundarului.

5. Legarea în paralel a pompelor

Turațiile pompelor sînt limitate de vitezele maxime admisibile ale pistoanelor. Rezultă deci că o pompă mică admite o turație mai ridicată decît una mare. Pentru asigurarea unui anumit debit de ulei la o turație dată a motorului termic sau electric de antrenare și pentru a se evita intercalarea unor reductoare, se utilizează, de exemplu, două pompe mici în locul uneia mari.

Reglajul primarului se poate efectua în două moduri :

a) Una din pompe V_1' este fixă; cealaltă variabilă în ambele sensuri $\pm V_1''$. Suma debitelor poate varia deci între

$$V_{1min} = V_1' - V_1'' = 0 \text{ și } V_{1max} = V_1' + V_1'' = 2V_1'.$$

Această soluție simplifică timoneria de comandă a basculării, nu permite în schimb inversarea sensului de rotație.

b) Ambele pompe sînt variabile de la $-V_1'$ la $+V_1'$. În acest caz se poate obține inversarea sensului de rotație.

6. Legarea în paralel a motoarelor

Această soluție nu se poate aplica decît acolo unde există o legătură rigidă între toate motoarele. În caz contrar, motorul cel mai puțin încărcat s-ar ambala, în timp ce celelalte s-ar opri. Legătura o poate forma chiar mașina de lucru, în care caz raportul turațiilor motoarelor este constant. Se poate impune fiecărui motor o turație variabilă în funcție de momentul rezistent local, printr-un sistem de reglaj ce modifică unghiul de basculare. La dispoziția în paralel se aplică fiecărui motor toată diferența de presiune creată de pompă. Debitul pompei trebuie să fie suma debitelor tuturor motoarelor.

$$V_1 . n_1 = \Sigma V_{2i} . n_{2i}; \; p_i = p_D.$$

Reglajul pompei modifică puterea transmisă, respectiv viteza de lucru. Bascularea individuală a motoarelor influențează momentul, turația stabilindu-se în funcție de încărcare.

7. Legarea în serie a motoarelor

Această soluție se aplică acolo unde între diferitele locuri de utilizare trebuie să se mențină rapoarte fixe de turații. Variația debitului pompei schimbă turațiile, raportul dintre ele menținîndu-se constant. Prin variația debitului unităților secundare se poate varia raportul turațiilor. Fiecare motor trebuie să poată absorbi debitul total al pompei, deci trebuie să fie la fel de mare ca și pompa. Suma tuturor căderilor de presiune în motoare este egală cu diferența totală de presiune la pompă. Căderea de presiune la fiecare motor este proporțională cu puterea debitată. Bascularea motorului influențează turația sa, momentul stabilindu-se în funcție de încărcare.

B. EXEMPLE DE UTILIZARE

1. Transmisii pentru vehicule rutiere

La vehiculele la care regimul de exploatare este în general cu viteze mari și cît mai constante, se utilizează tot transmisiile clasice în trepte cu roți dințate sau hidrodinamice cu reglaj continuu, deoarece au ajuns la un grad înalt de siguranță în exploatare și prezintă randamente bune în zonele de funcționare ale acestor vehicule.

Situația este complet diferită la vehiculele speciale, la care mînuirea lor cît și a instalațiilor montate pe ele este factorul esențial în aprecierea calităților lor de exploatare. La asemenea vehicule, ca, de exemplu, cărucioare de transport cu viteze mici (autocare), macarale autoridicătoare, vehicule pe șenile, anumite vehicule de cale ferată etc., este de primă importanță ca conducerea să se facă cît mai simplu (schimbarea vitezei și a sensului de înaintare), pentru ca personalul de conducere să poată manevra concomitent și instalația specială montată pe vehicul. Se cere de asemenea ca la vitezele mici reglate în mod continuu să se poată utiliza toată puterea motorului termic instalat.

Pentru asemenea utilizări, transmisia hidrostatică prezintă soluția optimă, mai ales acolo unde antrenarea mecanismelor se face și ea pe cale hidraulică.

Un exemplu de utilizare cu bune rezultate a transmisiei hidrostatice este acela al vehiculelor din serviciile de salubritate. Regimul lor de funcționare: deplasare cu viteze mici și cu nenumărate opriri, ca și deservirea de către un personal cu calificare nu prea înaltă, au justificat în totul utilizarea acestui fel de transmisie.

Schemele de tramsmisie comportă o pompă basculantă cu debit variabil, antrenată printr-un cuplaj de către motorul termic și unul sau mai multe motoare hidraulice fixe, cuplate direct sau prin reductoare cu roțile motrice.

Pentru variația vitezei de înaintare se schimbă unghiul de basculare a pompei. Pentru inversarea sensului de mers se basculează pompa în sens invers, trecîndu-se prin poziția zero. O altă posibilitate este aceea de a se utiliza un sertar cu patru căi, prin care să se inverseze conducta de refulare cu cea de aspirație, pompa fiind basculată de la zero la maximum numai pentru variația vitezei. Antrenarea directă a roților cu cîte un motor la fiecare roată elimină diferențialul sau alte reductoare. Se poate obține astfel o antrenare la toate patru roțile. Acest sistem nu se utilizează însă la vehicule cu viteze prea mici și sarcini mari, deoarece motoarele hidraulice cuplate cu roți devin în acest caz ancombrante și grele, din cauza momentului mare pe care trebuie să-l transmită. Cealaltă soluție, de utilizare a unui singur motor care să antreneze roțile printr-un diferențial, permite întrebuințarea unui agregat mai mic.

În prezent se utilizează toate soluțiile, cu unul, două sau patru motoare, rezultatele din exploatare urmînd a indica pentru viitor soluția optimă, agregatele hidrostatice fiind și ele în curs de perfecționare continuă.

O schemă tipică de transmisie hidrostatică pentru un vehicul rutier de 5,5 t greutate totală, prevăzut cu un motor termic de 20 CP la 1 800 rot/min, cu două roți motrice, este arătată în figura 4. Cele două motoare hidrostatice *MF* antrenează direct roțile, prin intermediul unor reductoare cu o singură treaptă, montate chiar în roți. Ele sînt legate în paralel în circuitul închis de ulei. Presiunea creată de pompa hidrostatică *PR* este funcție de momentul rezistent al motoarelor; ea nu poate depăși însă valoarea stabilită de supapa de siguranță *1*. Pentru compensarea pierderilor din circuit, pompa cu roți dințate *3* alimentează circuitul cu ulei din rezervorul *5*. Deoarece la bascularea pompei se schimbă conducta de refulare cu cea de aspirație, un sistem de supape asigură ca în conducta de aspirație respectivă să fie întotdeauna cantitatea de ulei

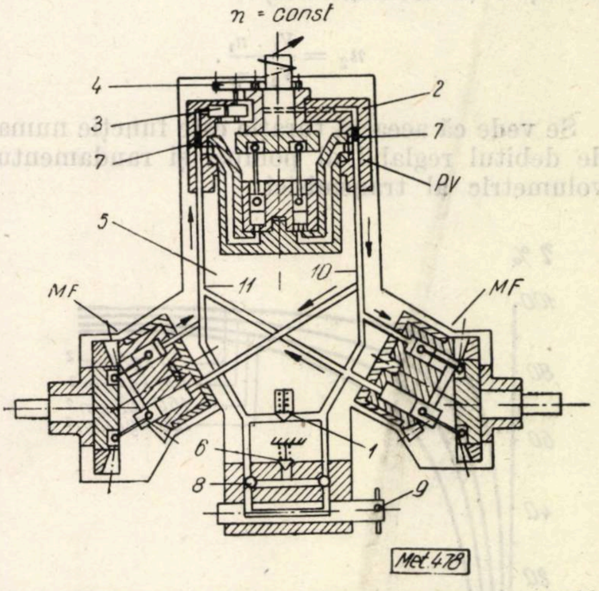


Fig. 4. Schema unei antrenări hidrostatice pentru un vehicul cu roțile din spate motrice:

1 — supapă de siguranță; *2* — flanșa lagărului; *3* — pompă cu roți dințate; *4* — roată dințată; *5* — rezervor de ulei; *6* — supapă specială; *7* — supapă de sens unic; *8* — supapă de comandă; *9* — sector de scurtcircuitare; *10* — conductă de înaltă presiune; *11* — conductă de joasă presiune; *PV* — pompa hidrostatică cu debit variabil; *MF* — motor hidrostatic cu debit fix.

necesară. Debitul acestei pompe de compensație fiind mai mare decît suma pierderilor, surplusul de ulei se întoarce în rezervor printr-o supapă specială *6*, așezată în conducta de joasă presiune. Această circulaţie suplimentară produce şi o răcire a uleiului din circuitul principal.

Transmisia lucrează şi ca frînă atît în poziţia oprit a vehiculului cît şi în funcţionare pe pantă. Pompa în poziţia zero provoacă blocarea motoarelor hidrostatice, cu toate că motorul termic se învîrteşte în continuare. Efectul de frînare se menţine pînă cînd presiunea din circuit, provocată de motoarele hidrostatice, nu depăşeşte valoarea reglată de supapa de siguranţă. Pentru frînare în mers se basculează pompa, obţinîndu-se astfel viteza de coborîre dorită, adică se reglează capacitatea de absorbţie a pompei, care lucrează în acest caz ca motor. Un sertar de scurtcircuitare, *9*, permite stabilirea unei legături între cele două conducte, deci a suspendării efectului de frînare. Acesta serveşte pentru remorcarea vehiculului. Curbele caracteristice ale acestei transmisii sînt date în figurile 5 şi 6.

Dacă se notează cu V_1, n_1, V_2, n_2, η_v debitele pe min^{-1}, turaţia şi randamentul volumetric al pompei, respectiv al motorului, din condiţia de continuitate rezultă relaţia:

$$V_1 \cdot n_1 = V_2 \cdot n_2 .$$

Considerînd n_1 (turaţia pompei constantă şi egală cu aceea a motorului termic de antrenare) şi V_2 (debitul motorului hidrostatic care este o unitate fixă) constante, rezultă turaţia de ieşire (a secundarului):

$$n_2 = \frac{V_1 \cdot n_1}{V_2 \cdot \eta_v} .$$

Se vede că această turaţie este funcţie numai de debitul reglabil al pompei şi randamentul volumetric al transmisiei.

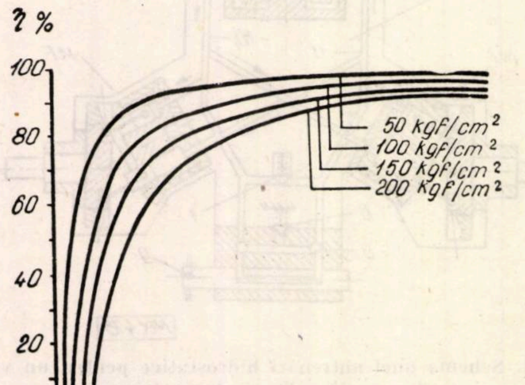


Fig. 5. Randamentul volumetric al unei antrenări hidrostatice cu o pompă cu pistoane axiale reglabile şi două motoare de ulei cu debit constant.

Randamentul volumetric variază cu unghiul de basculare ψ şi presiunea din circuit *p* (fig.5). Din diagramă rezultă că, pentru fiecare regim de presiune, debitul refulat la un anumit unghi este suficient de-abia pentru a acoperi pierderile de ulei. Aceste pierderi cuprind: pierderile între piston şi cilindru, pierderile datorită compresibilităţii uleiului ca urmare a aerului conţinut în ulei şi pierderile datorită debitului utilizat pentru ungerea bieletelor agregatelor hidrostatice. Randamentul total mai cuprinde şi pierderile prin frecări ale pieselor mecanice, pierderi în conducte, consumul de putere al pompei de compensaţie etc. Din figura 6 se vede că randamentul total al transmisiei se situează între 70 şi 80 %, valoare relativ ridicată, dacă se ţine seamă de regimul intermitent şi de vitezele mici la care funcţionează vehiculul. În figura 6 mai sînt reprezentate şi variaţia momentului, variaţia puterii transmise la roată, precum şi pantele pe care le poate urca.

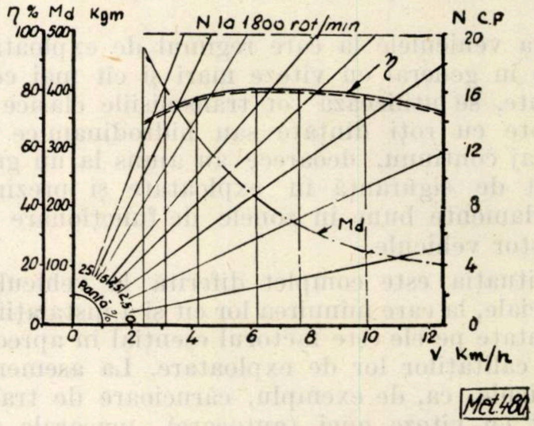


Fig. 6. Randamentul total al unei antrenări hidrostatice după figura 4 şi diagrama de tracţiune pentru un vehicul de greutate totală 5,5 t şi putere de antrenare 20 CP la 1 800 rot/min.

Această schemă de transmisie nu cuprinde nici un reglaj automat. Variaţia vitezei de înaintare, deci şi a forţei de tracţiune, se face manual de către mecanic, în funcţie de necesităţi. Motorul termic se învîrteşte cu turaţia constantă optimă, încărcarea lui fiind comandată automat de regulator, în funcţie de momentul cerut de pompa hidrostatică. Transmisia unui vehicul cu patru roţi motrice este reprezentată în figura 7. Principial, schema este identică cu cea precedentă. Diferenţa constă numai în aceea că debitul refulat de pompă poate fi îndreptat cu ajutorul unui ventil cu şase căi şi trei poziţii, fie numai înspre cele două motoare ale roţilor din spate, fie înspre cele patru motoare, putîndu-se realiza o demultiplicare suplimentară de 1 : 2.

Inversarea de sens se face şi în acest caz prin bascularea pompei în sensul celălalt, trecînd prin poziţia zero.

Ca o aplicaţie recentă şi foarte interesantă se menţionează noul tractor sovietic cu transmisie hidrostatică. Acest sistem de transmisie asigură tractorului calităţi de tracţiune excepţionale, simplificînd foarte mult conducerea, care se face cu ajutorul unei singure manete ce comandă atît motorul termic cît şi varierea debitului unităţilor hidrostatice, precum şi sensul de mers.

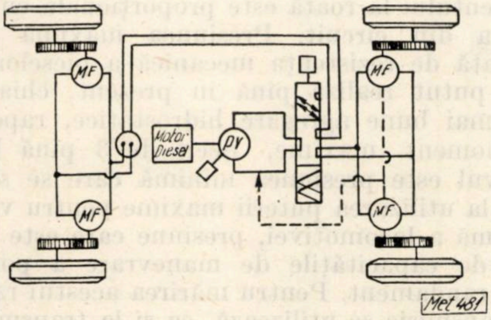


Fig. 7. Transmisia hidrostatică dintre motor şi roţile de antrenare a unui vehicul cu tracţiune Diesel.

În concluzie se poate spune că utilizarea transmisiilor hidrostatice la vehicule rutiere elimină complet transmisia mecanică compusă din ambreiaj, cutie de viteze, ax cardanic şi diferenţial, asigurîndu-se totodată o variaţie continuă a forţei de tracţiune între două limite.

2. Transmisia hidrostatică pentru locomotive

Una dintre cele mai interesante utilizări cu perspective de viitor este aplicarea transmisiei hidrostatice ca transmisie principală la locomotivele Diesel.

Ca transmisii de putere între motorul Diesel şi osiile motoare ale locomotivei se cunosc în prezent :

— Transmisia mecanică, compusă din : cutia de viteze, reductor inversor şi lanţ, osie oarbă şi biele sau antrenare cu axe cardanice, cu sau fără ambreiaj hidraulic.

— Transmisia hidrodinamică, cuplată cu un reductor inversor, axe cardanice şi atacuri de osie.

— Transmisia electrică, compusă dintr-un generator cuplat cu motorul Diesel şi din unul sau mai multe electromotoare de osie, care antrenează osiile motoare prin intermediul unor reductoare finale.

Transmisiile hidrostatice nu s-au folosit pînă în prezent la locomotivele Diesel deoarece nu existau pompe şi motoare hidrostatice cu greutate şi gabarite reduse şi cu randament bun. Realizarea de unităţi hidrostatice care să funcţioneze la presiuni şi turaţii mari a făcut posibilă introducerea lor ca transmisii de locomotivă. Locomotiva Diesel hidrostatică este construită la fel ca locomotiva Diesel electrică. Motorul Diesel este cuplat direct cu pompa care alimentează cu ulei motoarele hidrostatice, care la rîndul lor antrenează osiile locomotivei prin intermediul unui reductor final.

Faţă de transmisia mecanică, transmisia hidrostatică prezintă avantajul unei variaţii fără trepte a forţei de tracţiune, ceea ce asigură folosirea în permanenţă a întregii puteri a motorului Diesel. De asemenea, nu necesită inversor separat şi poate fi amplasată după necesităţi, legătura între unităţi efectuîndu-se prin intermediul unor conducte.

Faţă de trasmisia hidrodinamică, prezintă avantajul amplasării la distanţă, evitînd axele cardanice şi atacurile de osie cu grupuri conice, precum şi inversorul de sens. De asemenea, momentul maxim la pornire poate fi asigurat şi la turaţia de mers în gol a motorului Diesel, fapt deosebit de important la manevră.

În comparaţie cu transmisia electrică, cea hidrostatică asigură cuplul maxim la pornire pe o durată practic nelimitată, deoarece problema încălzirii nu este de loc acută. De asementea, frînarea se poate efectua fără dificultăţi la orice viteză.

Randamentul transmisiei hidrostatice este de acelaşi ordin de mărime ca şi acela al transmisiilor electrice şi hidrodinamice.

Calculul unei transmisii hidrostatice pentru o locomotivă Diesel se face conform relaţiilor generale stabilite pentru transmisiile hidrostatice ; ca element nou, se adaugă calculul forţei de tracţiune la pornire şi al vitezei maxime.

Deoarece $i = n_2/n_r$ este raportul dintre turaţia de ieşire a motorului hidrostatic şi turaţia osiei motrice, iar r — raza roţii motrice, în metri, forţa maximă de tracţiune la pornire Z_{max}, ce se obţine la momentul maxim al secundarului M_{2max}, devine :

$$Z_{max} = \frac{i \cdot M_{2max}}{r}, \text{ kg} ;$$

în mod analog viteza maximă V_{max} la turaţia maximă a secundarului $n_{2\,max}$ este :

$$V_{max} = \frac{0{,}377 \cdot r \cdot n_{2max}}{i}, \text{ km/h.}$$

La locomotivele de manevră calculul se face cu o presiune la pornire de 250 kgf/cm², iar în timpul reglajului asupra secundarului cu o presiune de 100 kgf/cm²; ca viteză medie a pistonului pentru pompe şi motoare se admite 4,5 m/s.

Pînă în prezent trasmisia hidrostatică a fost introdusă la locomotivele de manevră în domeniul de puteri de la 10 pînă la 450 CP.

Amplasarea transmisiei pe locomotivă

Posibilitatea de a separa motorul hidraulic de pompă uşurează mult instalarea transmisiei pe locomotivă. Pompa care este antrenată de motorul termic se cuplează direct, în cazul agregatelor mici, sau prin intermediul unui cuplaj elastic, sau eventual chiar al unui reductor (dacă se urmărește o reducere de turație). La

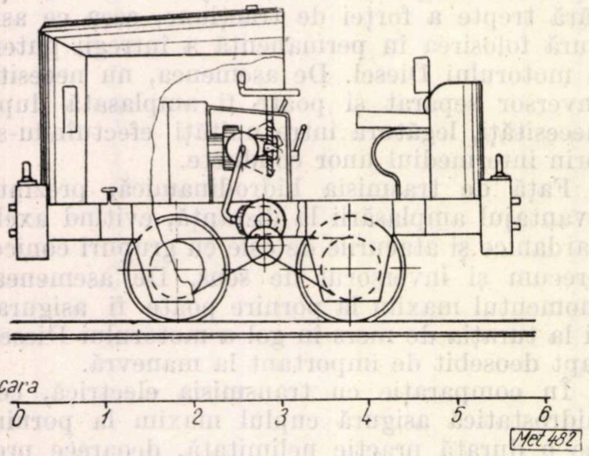


Fig. 8. Schema unei locomotive simple de 11 CP pentru ecartament de 610 mm, cu viteza maximă de 9 km/h și forța maximă de tracțiune de 900 kg.

locomotivele de putere mică, la care transmisia la roți se face prin lanț, motorul hidraulic este fixat pe rama locomotivei și transmite — printr-un reductor — mișcarea la roțile de lanț respective. În figura 8 este reprezentată schematic o asemenea locomotivă cu o putere instalată de 11 CP. La locomotivele de putere mijlocie, la care transmisia la roți se face prin reductor cu osie oarbă și biele de legătură, motorul hidraulic este montat pe reductor transmițînd apoi mișcarea în mod obișnuit.

În acest caz se poate utiliza unul sau două motoare hidraulice, în funcție de raportul de transmisie urmărit, folosindu-se agregate hidrostatice de aceeași mărime. O a treia posibilitate de amplasare a motoarelor este chiar pe osie, ele transmițînd mișcarea, prin intermediul unei perechi de roți dințate, la fel ca la electromotoarele de osie. În acest caz se montează cîte un motor hidrostatic pe fiecare osie. Această soluție elimină limitarea vitezei maxime la circa 55 km/h, din cauza forțelor neechilibrate ale bielelor de legătură; în schimb, mărește greutatea nesuspendată. În acest caz trebuie să se ia măsuri speciale contra patinării, deoarece cele două motoare legate în paralel pot lucra ca un diferențial, permițînd ca o osie să ia înainte în dauna celeilalte.

Raportul de transmisie

La locomotivele de menevră se cere un raport de transmisie relativ mare, întrucît, în afara variației forței de tracțiune necesare pentru remorcarea diferitelor convoaie, se impune și o viteză de deplasare mare atunci cînd locomotiva este utilizată pentru tracțiune pe linii secundare. Aceasta poate conduce la necesitatea unui raport de transmisie la circa 1 :8 pînă la 1 :10. La soluția clasică a unei transmisii hidrostatice la care pompa este cu debit variabil, iar motorul cu debit constant, variația momentului la roată este proporțională cu presiunea din circuit. Presiunea maximă fiind limitată de rezistența mecanică a pieselor, nu s-au putut realiza pînă în prezent, chiar cu cele mai bune agregate hidrostatice, rapoarte de moment maxime, decît de 3 pînă la 4. Motivul este presiunea minimă care se stabilește la utilizarea puterii maxime pentru viteza maximă a locomotivei, presiune care este limitată de capacitățile de manevrare a pompei și de randament. Pentru mărirea acestui raport de transmisie se utilizează, ca și la transmisiile mecanice sau hidrodinamice, un reductor cu două regimuri de mers, care poate fi cuplat însă numai atunci cînd locomotiva este oprită.

O soluție mai des utilizată este aceea de a monta și un motor hidrostatic basculant, a cărui capacitate variabilă de absorbție de debit mărește astfel raportul de transmisie. În diagramele din figura 9 se poate urmări variația forței de tracțiune, a presiunii din circuit și a debitelor pompei și motoarelor hidraulice ale unei locomotive de 150 CP. În scopul obținerii unui raport de transmisie suplimentar constant de 1 : 2, sînt instalate două motoare basculante alimentate de la aceeași pompă. După cum rezultă din diagramă, între 0 și circa 6,5 km/h forța de tracțiune maximă de 6 t este constantă, fiind limitată de presiunea maximă admisibilă,

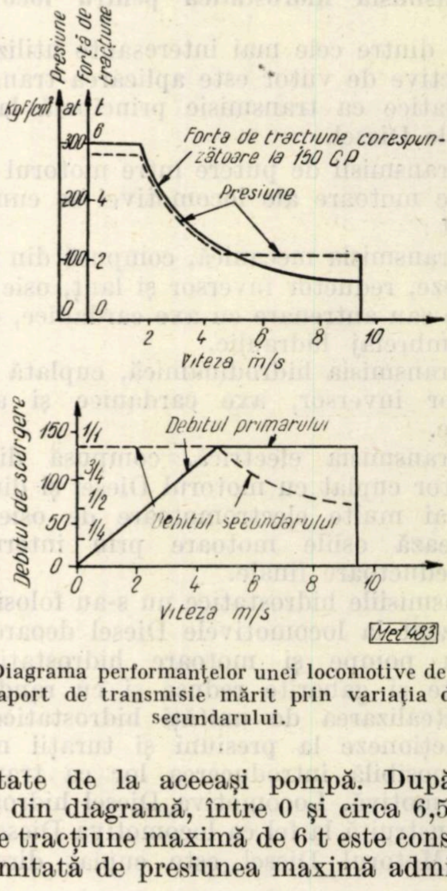


Fig. 9. Diagrama performanțelor unei locomotive de 150 CP cu un raport de transmisie mărit prin variația debitului secundarului.

variația vitezei obținîndu-se prin bascularea pompei.

La creșterea vitezei locomotivei prin bascularea pompei pînă la unghiul maxim, forța de tracțiune scade pînă la circa 2,4 t, la o viteză de circa 16 km/h. În acest punct, debitul maxim dat de pompă învîrtește cu jumătate de turație cele două motoare basculate de la maximum, presiunea ajungînd la valoarea minimă acceptată. De aici înainte, prin bascularea motoarelor înspre debite mici, viteza crește pînă la circa 32 km/h, forța de tracțiune scăzînd la circa 1,2 t.

O altă soluție de mărire a raportului de transmisie total este montarea a două motoare hidrostatice, dintre care unul fix și unul basculant. Pînă la o anumită viteză, ambele lucrează ca motoare fixe cu capacitatea maximă de absorbție de debit, de la care motorul basculant se aduce la zero. Tot debitul trebuie să fie absorbit atunci de motorul fix, de unde rezultă o creștere de viteză de la simplu la dublu, presiunea rămînînd bineînțeles aceeași.

Comanda transmisiei

Mecanismul de comandă cel mai simplu aplicat la o locomotivă la care numai pompa este basculantă este cel reprezentat în figura 8. Pentru variația turației motorului Diesel este prevăzută o manetă separată, ce acționează asupra regulatorului de turație. Pentru simplificarea conducerii, comanda regulatorului se poate lega de maneta transmisiei (fig. 10). În acest caz se coordonează astfel comenzile, ca la staționare sau deplasări cu viteze mici motorul să nu se învîrtească cu turația nominală. Timoneria este astfel concepută, încît comanda regulatorului să se facă mereu în același sens, indiferent de comanda de basculare a pompei care trebuie efectuată în ambele sensuri (fig. 10).

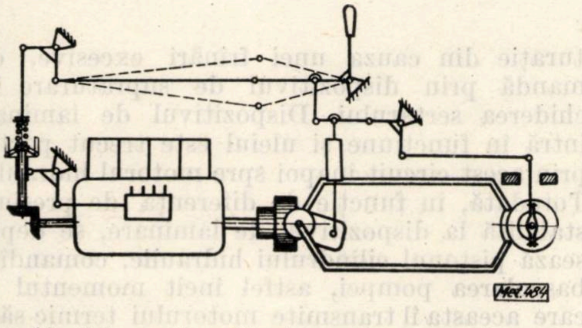


Fig. 10. Schema dispozitivului pentru prevenirea tîrîrii prin semnalizarea axului de icșire și turație reglată a motorului cu o singură pîrghie de comandă.

În cazul în care și motoarele hidraulice trebuie basculate, acestea trebuie acționate de-abia după ce pompa a ajuns la unghiul de deviație maximă (fig. 11). Această comandă se poate realiza printr-un sistem cu pîrghii și came. Problema se complică numai atunci cînd motoarele sînt montate chiar pe osii, din cauza așezării lor la distanță și a deplasărilor suspensiei. Se recurge în acest caz la o comandă hidraulică la care singura legătură este formată din două conducte elastice ce pot fi duse cu ușurință în orice loc. Figura 11 reprezintă o asemenea commandă. Motorul hidraulic este menținut cu ajutorul unui resort într-o poziție de debit minim (0,3—0,5 din debitul maxim). Într-o conductă de legătură între cele două conducte principale este montată o supapă care, la o anumită valoare a presiunii, permite uleiului să treacă spre un cilindru hidraulic care acționează bascularea motorului înspre debit maxim. Funcționarea este următoarea: la pornire cu sarcină mare se naște o presiune mare în circuitul hidraulic care provoacă bascularea motorului din poziția inițială înspre cea de debit maxim, asigurîndu-se astfel forța maximă de tracțiune. O dată cu creșterea vitezei, presiunea scade, și atunci resortul readuce motorul înspre poziția de debit minim, realizîndu-se viteza maximă a locomotivei. Atunci cînd pornirea se face în condiții ușoare — locomotiva singură — presiunea din circuit nu reușește să învingă forța resortului, și atunci motorul rămîne în poziția inițială. Se realizează deci o pornire cu viteză mai mare. O problemă importantă este aceea a prevenirii efectului de tîrîre atunci cînd locomotiva urmează să stea pe loc. La o transmisie bună, cu pierderi mici, o deplasare de 1% din cursa totală a manetei de comandă poate provoca nașterea momentului maxim cu locomotiva stînd pe loc, sau o mișcare de tîrîre cu o viteză de 1% din viteza maximă. Prevenirea acestui efect prin frîne cu saboți complică construcția. O soluție simplă se bazează pe observația că orice pompă basculantă tinde să ajungă în poziția de debit zero o dată ce începe să refuleze. Lăsînd un joc suficient în timoneria de comandă, se poate realiza deci ca, în poziția zero a manetei, și pompa să tindă să se așeze în poziția zero. În acest caz intervin însă frecările din articulația pompei, precum și cele din reductoare și rulmenții osiei, astfel încît momentul rezistent este mai mare decît presiunea ce se naște la o abatere mică a pompei din poziția zero.

O soluție mai eficace este cea reprezentată în figura 10. Pe axul motorului este montată o brățară, prin intermediul unui cuplaj cu fricțiune. Pîrghia acestei brățări poate efectua mișcări mici de rotație între două limitatoare. Aceste deplasări sînt transmise la timoneria de comandă pentru bascularea pompei și se suprapun mișcării principale. Orice rotație a axului motorului va antrena brățara și va influența astfel comanda pompei, încît să anuleze debitul de ulei. Efectul acestei dispoziții este arătat în figura 12; pentru viteza zero a locomotivei există o zonă în care se poate afla maneta. În felul acesta se elimină efectul de tîrîre. O dată cu scoaterea manetei din zona zero, locomotiva pornește, iar brățara cu pîrghia ei vor sta în permanență lipite de limitator, fiind ținute în această poziție de cuplajul cu fricțiune. Chiar la retragerea manetei, brățara rămîne în aceeași poziție pînă cînd locomotiva se oprește. Trecînd maneta în direcția cealaltă brățara va trece și ea înspre limitatorul opus. În timpul funcționării normale a locomotivei, cuplajul cu fricțiune patinează în permanență. Pentru a evita acest lucru, el poate fi înlocuit cu un diferențial. O altă posibilitate de a influența comanda pompei la turații reduse ale motorului este cea pe cale pneumatică, similar ca la mecanismul de protecție al inversării la reductoarele inversoare cu craboți. O supapă specială de palpare nu permite trecerea aerului comprimat înspre cilindrul de comandă atîta timp cît unul dintre cele două elemente ce urmează a fi cuplate se mișcă. Un alt aspect al comenzii transmisiei este realizarea frînării dinamice. În cazul comenzii cu manete separate pentru motor și transmisie, readucerea manetei transmisiei înspre poziția de viteze mici are ca efect faptul că motorul hidraulic devine pompă, iar pompa tinde să învîrtească motorul termic. Regulatorul acestuia taie combustibilul, iar momentul rezistent al motorului termic este folosit pentru frînare. Deoarece acest moment nu este însă suficient pentru efectul total de frînare, ar rezulta o supraturare a motorului. Evitarea supraturării se poate realiza intercalînd o supapă de laminare a uleiului în circuitul principal, supapă care să funcționeze numai la o comandă emisă de un dispozitiv de protecție al supraturării. În funcționare normală, ea este deschisă, neconstituind o rezistență la circulația uleiului. O schemă mai perfecționată este indicată în figura 13.

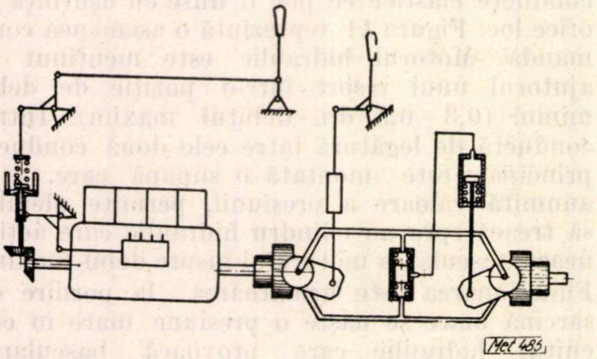


Fig. 11. Schema dispozitivului fără mecanism de pîrghii de la maneta de comandă pentru comanda secundarului, utilizînd pentru reducerea debitului presiunea ridicată din conducta principală.

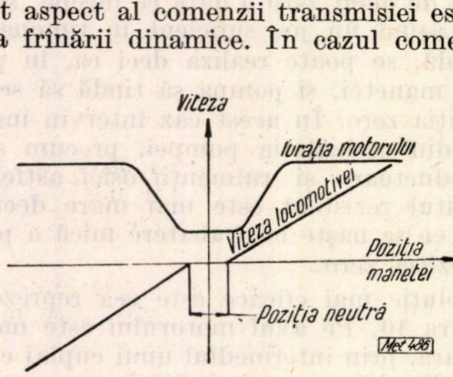


Fig. 12. Diagrama vitezei locomotivei și a motorului pentru dispoziția cu o singură manetă de comandă.

Cele două conducte principale sînt legate între ele printr-o conductă pe care este instalat un dispozitiv de laminare a uleiului și un sertar comandat de dispozitivul de protecție al supraturării motorului termic. Părțile amonte și aval ale dispozitivului de laminare sînt legate de un cilindru hidraulic, a cărui acțiune se suprapune peste comanda basculării pompei hidraulice. Motorul termic, ajungînd la supraturație din cauza unei frînări excesive, comandă prin dispozitivul de supraturare închiderea sertarului. Dispozitivul de laminare intră în funcțiune și uleiul este trecut parțial prin acest circuit înapoi spre motorul hidraulic. Totodată, în funcție de diferența de presiune stabilită la dispozitivul de laminare, se deplasează pistonul cilindrului hidraulic, comandînd bascularea pompei, astfel încît momentul pe care aceasta îl transmite motorului termic să se reducă. Urmarea este revenirea la normal a turației motorului.

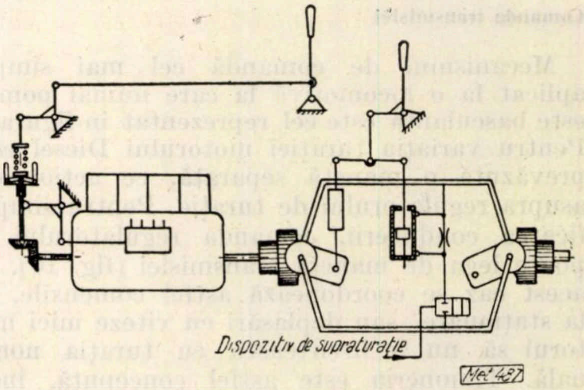


Fig. 13. Schema supapelor de by-pass pentru preîntîmpinarea supraturării motorului în timpul frînării dinamice.

3. Antrenări hidrostatice la mașini de ridicat

O caracteristică importantă a transmisiilor hidrostatice este ușurința cu care comenzile și reglajul se pot automatiza. În exemplul de utilizare descris în cele ce urmează se poate urmări automatizarea completă a tuturor mișcărilor unei macarale portuare, cu o putere instalată de 100 CP, o deschidere a brațului de 18 pînă la 32 m, sarcina de ridicare de 6 t cu 60 m/min, respectiv 3 t cu 105 m/min.

Mecanismul de ridicare

Antrenarea troliului se face prin intermediul unei pompe și al unui motor de mărimea 40/7 (7 pistoane de 40 mm diametru), ambele basculante. Comanda acestei transmisii se face printr-un dispozitiv de comandă acționat manual, care emite impulsuri variabile asupra mecanismului de basculare al pompei. Fiecărei poziții a manetei dispozitivului de comandă îi corespunde o anumită turație a motorului hidraulic, deci o anumită viteză a cablului pe troliu.

În funcție de mărimea impulsului se stabilește unghiul de basculare al pompei și cu aceasta debitul pompei și turația motorului hidraulic. Printr-un sistem special, turația motorului este transmisă înapoi dispozitivului de comandă, astfel încît, la atingerea unghiului de basculare corespunzător vitezei de cablu dorite, mecanismul de basculare se oprește și pompa rîmîne în această poziție. Readucîndu-se maneta la zero, turația motorului realizează revenirea mecanismului de basculare al pompei în poziția zero și prin aceasta oprirea motorului. Acest sistem de comandă funcționează deci și ca regulator, care asigură compensarea alunecării transmisiei atunci cînd toba urmează să stea imobilă, fiind ținută de motor cu momentul maxim de frînare. În acest timp, electromotorul și pompa se învîrtesc în continuare. Sarcina atîrnă rigid și sigur fără vreo altă frînă mecanică. Încercările au arătat o deplasare de numai 20 mm, în timp de două ore, a unei sarcini de 6 t, atîrnată pe un cablu de 20 m, electromotorul învîrtindu-se între timp în continuare. Turația motorului hidraulic este invers proporțională cu capacitatea sa de absorbție. Această capacitate de absorbție depinde de diferența de unghi de basculare între pompă și motor. Dacă de exemplu pompa debitează la 21° și 1 000 rot/min un debit de 350 l/min, motorul la 10°, adică la aproximativ jumătatea unghiului de deviere, ar trebui să se învîrtească cu turație dublă pentru a putea absorbi acest debit. Acest fapt stă la baza sistemului automat de reglaj, sarcină × deplasare = const. În poziție normală, motorul basculant se află la aproximativ 15°, iar pompa la 21° pentru viteza maximă. Turația motorului de 1 300 rot/min imprimă astfel tobei o rotație care realizează o viteză de cablu de 105 m/min. Motorul este menținut în această poziție de pornire de către un regulator de presiune cu resort. O sarcină de 3 t la cîrlig produce un moment rezistent și deci o presiune în circuit care nu reușește însă să învingă forța resortului regulatorului. O sarcină de 6 t produce în schimb o presiune în circuit care comprimă resortul și basculează astfel motorul pînă la unghiul maxim de 25°. Motorul capătă o capacitate de absorbție mai mare și se învîrtește mai încet decît pompa care stă la 21°. Această turație mai redusă imprimă cablului o viteză de numai 60 m/min. Toate pozițiile intermediare, sarcină × deplasare, se reglează automat de către regulator și independent de comanda manuală, astfel încît acest produs se menține constant în cadrul puterii disponibile cu o precizie de $\pm 1-2\%$. Printr-o automatizare suplimentară, regulatorul menține motorul la pornire totdeauna la 25° pentru a avea la dispoziție momentul maxim. De îndată ce pompa a ajuns însă la 21°, această automatizare suplimentară iese din funcțiune și poziția motorului se adaptează sarcinii în modul descris.

Mecanismul de rotire

Acest mecanism este antrenat printr-o transmisie analogă, la care unghiul de basculare al pompei este limitat mecanic de poziția brațului. La deschiderea de 32 m, macaraua nu se poate roti decît cu 1 rot/min, iar la 18 m — cu 2 rot/min. Prin aceasta se menține în mod automat o viteză de rotire constantă a capătului brațului. Totodată poziția brațului se transmite la un regulator de presiune, care, în funcție și de sarcina de la cîrlig, blochează dispozitivul de comandă cu impulsuri. La deschiderea maximă de 32 m nu se pot ridica decît 3 t, pe cînd la 18 m se pot ridica 6 t; și în acest caz valorile intermediare se reglează automat. Aceste două reglaje de limitare automate — viteza de ridicare în funcție de sarcină și deschiderea în funcție de sarcină — constituie mijloace de protecție foarte utile și eficiente. Mecanismul de basculare al brațului este acționat de doi cilindri hidraulici, alimentați cu ulei de o pompă hidrostatică basculantă. Limitarea deschiderii în funcție de sarcină se realizează tot printr-un regulator de presiune, care limitează bascularea pompei pentru braț, în funcție de presiunea din circuitul mecanismului de ridicare. Circuitele hidraulice ale celor trei mecanisme au supape de siguranță pentru protecție contra suprapresiunilor. În caz de lipsă de presiune de ulei, ca urmare a unei defecțiuni la transmisie sau la electromotor, o frînă mecanică cu saboți asigură menținerea sarcinii. În timpul funcționării normale, ea este menținută deschisă de un cilindru hidraulic. La scăderea presiunii, o supapă specială golește cilindrul și pune astfel frîna în funcțiune. Din punct de vedere constructiv, toate cele trei transmisii au fost înglobate într-o carcasă comună. Aceasta cuprinde, în afara agregatelor hidrostatice, toate dispozitivele de comandă, de reglaj, supapele de siguranță, conductele și aparatele indicatoare. Carcasa formează totodată și rezervorul comun de ulei. Din carcasă nu ies decît axele de intrare și ieșire. Această carcasă se montează gata asamblată pe macara, ușurîndu-se în mod simțitor montajul acesteia. Chiar și construcția macaralei a putut fi simplificată, datorită centralizării tuturor transmisiilor într-o carcasă comună.

Transmisia hidrostatică și-a găsit aplicare și la antrenarea ascensoarelor de mină, datorită următoarelor caracteristici : posibilitatea de amplasare la distanță într-o cameră separată a electromotorului și pompei hidraulice, ceea ce evită pericolul de explozie datorită scînteilor și reduce considerabil încălzirea atmosferei datorită pierderilor de căldură ; posibilitatea obținerii unor accelerații și viteze de deplasare diferite, în funcție de viteza și poziția finală la care este adusă maneta de comandă ; menținerea ascensorului sub sarcină fără frînă (frîna instalată este numai de siguranță și împiedică eventuala deplasare a ascensorului datorită alunecărilor hidraulice).

Antrenarea unui troliu pentru năvoade cu ajutorul transmisiei hidrostatice rezolvă în acest caz o problemă esențială ; forța de tracțiune a năvodului trebuie să rămînă constantă — indiferent de viteza de înaintare — pentru a nu periclita năvodul. Dacă în timpul deplasării vasului năvodul întîmpină o rezistență suplimentară pe fund, tensiunea din cablu nu are voie să depășească limita admisă. Pentru a se realiza aceasta, unghiul de basculare al pompei se stabilește automat cu ajutorul unui servomecanism, în funcție de presiunea de ulei din circuit, motorul Diesel continuînd să se învîrtească tot timpul cu turație constantă. Pentru depănarea troliului și scufundarea năvodului se trece pompa în partea opusă. O supapă de laminare în circuitul de ulei, reglată automat de supraturarea motorului (datorită scufundării năvodului), realizează un moment rezistent, care însumat cu momentul rezistent datorită supraturării motorului Diesel dă un moment rezistent total care să asigure scufundarea năvodului cu viteza dorită.

4. Transmisii hidrostatice pentru vase

Inversarea ușoară și rapidă a sensului de rotație, trecîndu-se în mod continuu de la $+n$ prin zero la $-n$, a dus la introducerea transmisiilor hidrostatice pentru antrenarea elicelor de vase. Această caracteristică este deosebit de importantă mai ales la manevră. În plus se obține un cîștig important de moment la elice, la inversare, deoarece, chiar la turații mici ale acesteia, se poate folosi întreaga putere a motorului termic, care continuă să se învîrtească în permanență cu turația nominală. În figura 14 este arătat un remorcher portuar pentru transportul macaralelor plutitoare și al persoanelor, echipat cu două motoare Diesel de 155 CP la 1 350 rot/min, care antrenează o elice prin două transmisii hidrostatice și un reductor final comun cu raport de demultiplicare 1 : 4. Instalația este astfel concepută, încît poate funcționa numai cu cîte un motor Diesel sau cu ambele, transmisia hidrostatică a motorului în repaus fiind în acest caz decuplată de la reductorul final. Această transmisie s-a realizat astfel deoarece pentru transportul de persoane este necesară o putere mai mică decît pentru transportul macaralelor (fig. 15). O instalație de protecție împiedică ca turația și sensul de rotație să fie schimbate prea rapid, căci astfel momentul de inerție al elicei ar forfeca axul acesteia. Trecerea de la ,,înainte'' la ,,înapoi'' se realizează în trei secunde. Două regulatoare de putere ale transmisiei protejează motoarele Diesel împotriva supraîncărcării. Pentru răcirea

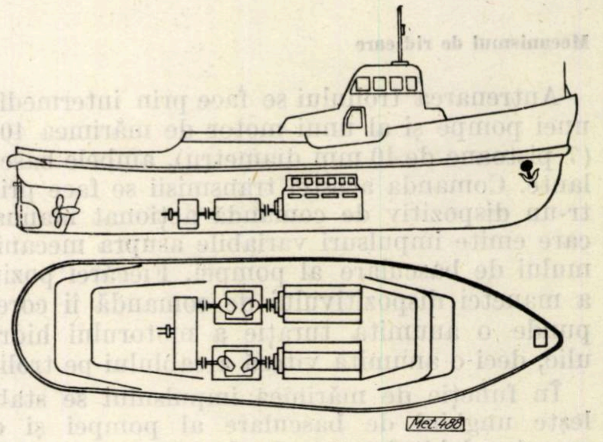


Fig. 14. Schema de antrenare a unui remorcher portuar.

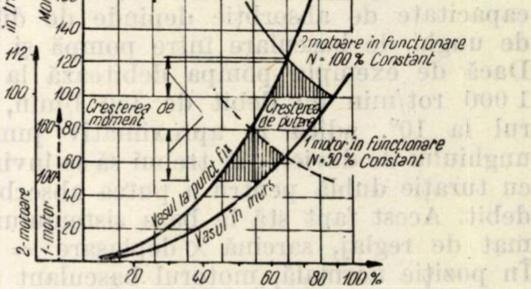


Fig. 15. Creșterea de moment și de putere la antrenarea unui vas cu două motoare Diesel.

uleiului transmisiei sînt prevăzute două răcitoare mici de ulei.

5. Transmisia hidrostatică pentru excavatoare

Un alt exemplu de utilizare a transmisiei hidrostatice la un excavator este arătat în figurile 16 și 17, care redau schema cinematică și schema de legătură a circuitelor hidraulice. În afara mecanismului de deplasare a excavatorului realizat prin agregate hidrostatice, se disting cei doi cilindri hidraulici A cu cremaliere pentru mecanismul de rotire, cilindrii hidraulici D și D_1 pentru săltarea brațului cupei și cilindrul C pentru basculărea acesteia.

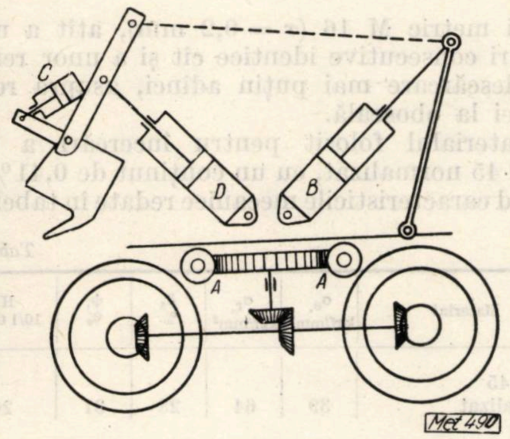


Fig. 16. Excavator cu antrenare complet hidraulică.

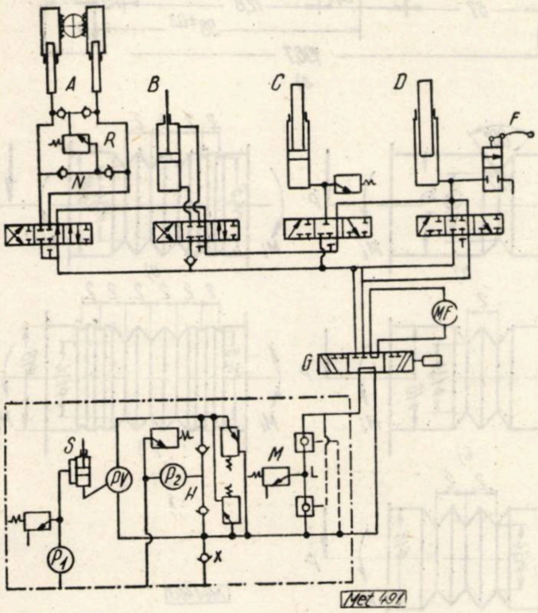


Fig. 17. Schema circuitelor hidraulice ale antrenării excavatorului din figura 16.

Debitul de ulei sub presiune, necesar atît deplasării cît și manevrării, este asigurat de o singură pompă hidrostatică basculantă PV. Un distribuitor G 6/3 (6 căi și 3 poziții) distribuie uleiul fie înspre mecanismul de deplasare cu motorul hidrostatic MF, fie înspre cilindrii de acționare A,B,C și D. Poziția medie a distribuitorului asigură scurtcircuitarea motorului MF (posibilitatea de remorcare), ca și blocarea tuturor celorlalte mecanisme. Basculărea pompei PV în scopul variației vitezei sau al inversării sensului de mișcare se face pe cale hidraulică. Servomotorul de comandă S amplifică impulsul comenzii primite, uleiul sub presiune necesar fiind asigurat de pompa P_1, în al cărei circuit se află și o supapă de siguranță. Pentru completarea pierderilor, o pompă de alimentare, P_2, este racordată la circuitul principal prin cele două supape de sens unic H. Datorită inversării sensului de circulație a uleiului în circuitul principal, la schimbarea pompei, conducta de refulare devine conductă de aspirație, și invers. Două supape de scurtcircuitare K protejează instalația contra unor suprapresiuni periculoase. Deoarece debitul pompei de alimentare P_2 depășește suma tuturor pierderilor, cele două supape de golire L asigură eliminarea surplusului de ulei din circuit. De aceste supape mai este legată și supapa de siguranță M. Motorul hidraulic MF, pentru deplasarea vehiculului, acționează toate patru roțile prin intermediul unei transmisii mecanice cu diferențiale. În scopul protejării mecanismului de rotire (cilindrii A) în cazul unor accelerări sau frînări inadmisibile, este instalat grupul de supape de sens unic N și supapa de scurtcircuitare R, care acționează în ambele sensuri de rotație. Distribuitorul de descărcare F, comandat de o pedală, permite golirea rapidă a cilindrului D, deci coborîrea rapidă a brațului excavatorului.

CONCLUZII

Exemplele prezentate în acest articol constituie numai o parte din multiplele utilizări pe care le au în prezent transmisiile hidrostatice. Caracteristicile și avantajele pe care le prezintă au făcut ca ele să-și găsească o aplicație largă și la antrenări de : laminoare, prese, mașini din industria hîrtiei, a lemnului etc. Dată fiind introducerea largă a acestor transmisii în tehnica mondială, se impune ca și primele încercări de realizare și introducere a unităților hidrostatice în țara noastră să fie extinse și la alte domenii de utilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Basta, T. M. *Dispozitive și instalații de acționare hidraulică folosite la avioane.* Traducere din limba rusă. Oboronghiz, 1951.

[2] Haffner, H. *Transmisii Hydro-Titan. Bazele de calcul, circuite hidraulice și utilizări.* În : Schweizerische Bauzeitung, octombrie 1959.

[3] Thoma, J. *Transmisia hidrostatică pentru locomotive.* Hydraulic power transmission, septembrie 1961.

[4] Zoebl, H. *Unele exemple de utilizare a transmisiilor hidrostatice.* În : Oelhydraulik und pneumatik, februarie 1961 și martie 1961.

CZ 621.991 :539.43

Studiu experimental asupra unor măsuri constructive pentru mărirea rezistenței la oboseală a pieselor filetate

Ing. BERNARD HOROVITZ și ing. VOICU SAFTA
Institutul politehnic-Timișoara

Una dintre căile principale pentru mărirea capacității portante și pentru reducerea consumului de material și manoperă la proiectarea și construcția organelor de mașini este mărirea rezistenței lor la oboseală, dat fiind faptul că majoritatea organelor de mașini sînt supuse la solicitări variabile. Pentru mărirea rezistenței la oboseală, atenuarea prin măsuri constructive a efectului de concentrare a tensiunilor produse de diferite crestături joacă un rol important.

Se cunosc foarte multe avarii grave datorite ruperilor de șuruburi, provocate de concentrarea de tensiuni produse de filet. În aceste condiții, studiul problemei măririi rezistenței la oboseală a pieselor filetate prezintă un deosebit interes practic.

În acest articol se prezintă primele rezultate obținute prin utilizarea crestăturilor de descărcare în vederea măririi rezistenței la oboseală a filetelor.

În acest scop s-a înlocuit filetul printr-o serie de renuri (inele) transversale, avînd caracteristicile dimensionale ale filetului metric, și s-a studiat atît efectul de concentrare a tensiunilor produse de aceste renuri cît și efectul unor renuri (suplimentare) de descărcare, asupra rezistenței la oboseală.

Problema utilizării crestăturilor de descărcare pentru mărirea rezistenței la oboseală a unor piese a format obiectul a numeroase cercetări [1], [2], [3], [4].

Astfel s-a arătat influența pozitivă a mai multor renuri consecutive identice; cu creșterea numărului renurilor peste o anumită limită (practic peste 3), creșterea rezistenței la oboseală devine neînsemnată [1].

În literatura de specialitate se indică, la epruvete plate, influența distanței dintre crestături și a raportului dintre adîncimea crestăturii de bază și a celei de descărcare asupra rezistenței la oboseală. În această problemă se arată că efectul de descărcare este mai pronunțat dacă crestătura inițială de descărcare este mai periculoasă [2].

De asemenea, cercetîndu-se efectul de concentrare produs de o renură inelară avînd forma filetului metric ($t = 0{,}2$ mm; $r = 0{,}05$ mm), s-au obținut coeficienți de concentrare pentru oțeluri carbon în limitele $k_\sigma = 1{,}13\ldots1{,}55$ [3].

Alți autori susțin, dimpotrivă, că mai multe renuri (crestături) consecutive nu produc un efect de descărcare [4].

În această lucrare s-a studiat influența renurilor (canalelor) circulare corespunzătoare filetului metric M 16 ($r = 0{,}2$ mm), atît a unor renuri consecutive identice cît și a unor renuri de descărcare mai puțin adînci, asupra rezistenței la oboseală.

Materialul folosit pentru încercări a fost OLC 45 normalizat, cu un conținut de 0,41 % C, avînd caracteristicile mecanice redate în tabela 1.

Tabela 1

Material	σ_e, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	δ_5 %	ψ, %	HB 10/1 000/15
OLC 45 normalizat	39	64	28	31	203

Rezistența la oboseală a oțelului s-a stabilit cu ajutorul unor epruvete toroidale conform STAS 5878—58; pentru studiul influenței crestăturilor asupra rezistenței la oboseală s-au folosit epruvete speciale (fig. 1), încercate cu

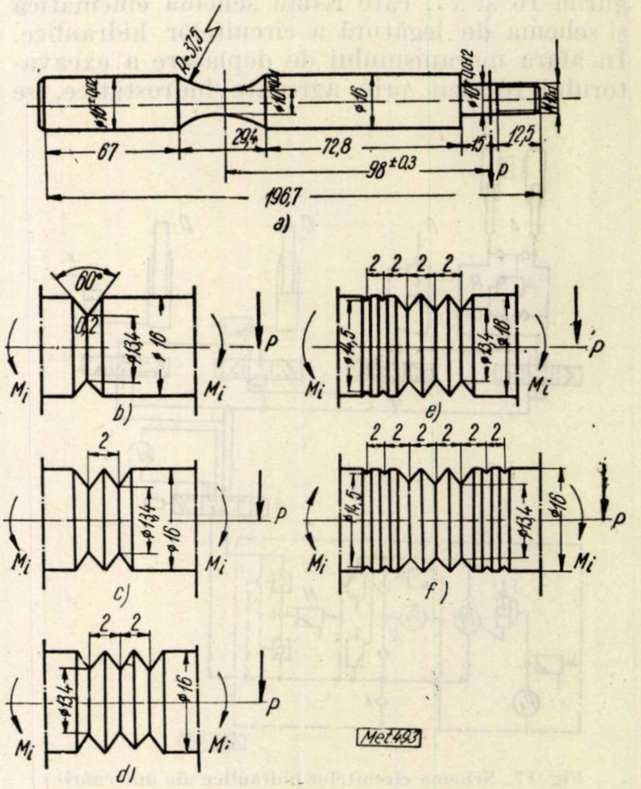


Fig. 1. Epruvete cu crestături:

a — fără concentrator; *b* — cu o singură renură; *c* — cu două renuri; *d* — cu trei renuri; *e* — cu trei renuri și două canale de descărcare; *f* — cu trei renuri și cîte două canale de descărcare situate la ambele extremități ale celor trei renuri.

ajutorul unei mașini de încovoiere rotativă cu sarcina în consolă.

Crestăturile (renurile) s-au executat cu un cuțit profilat, corespunzător filetului M16

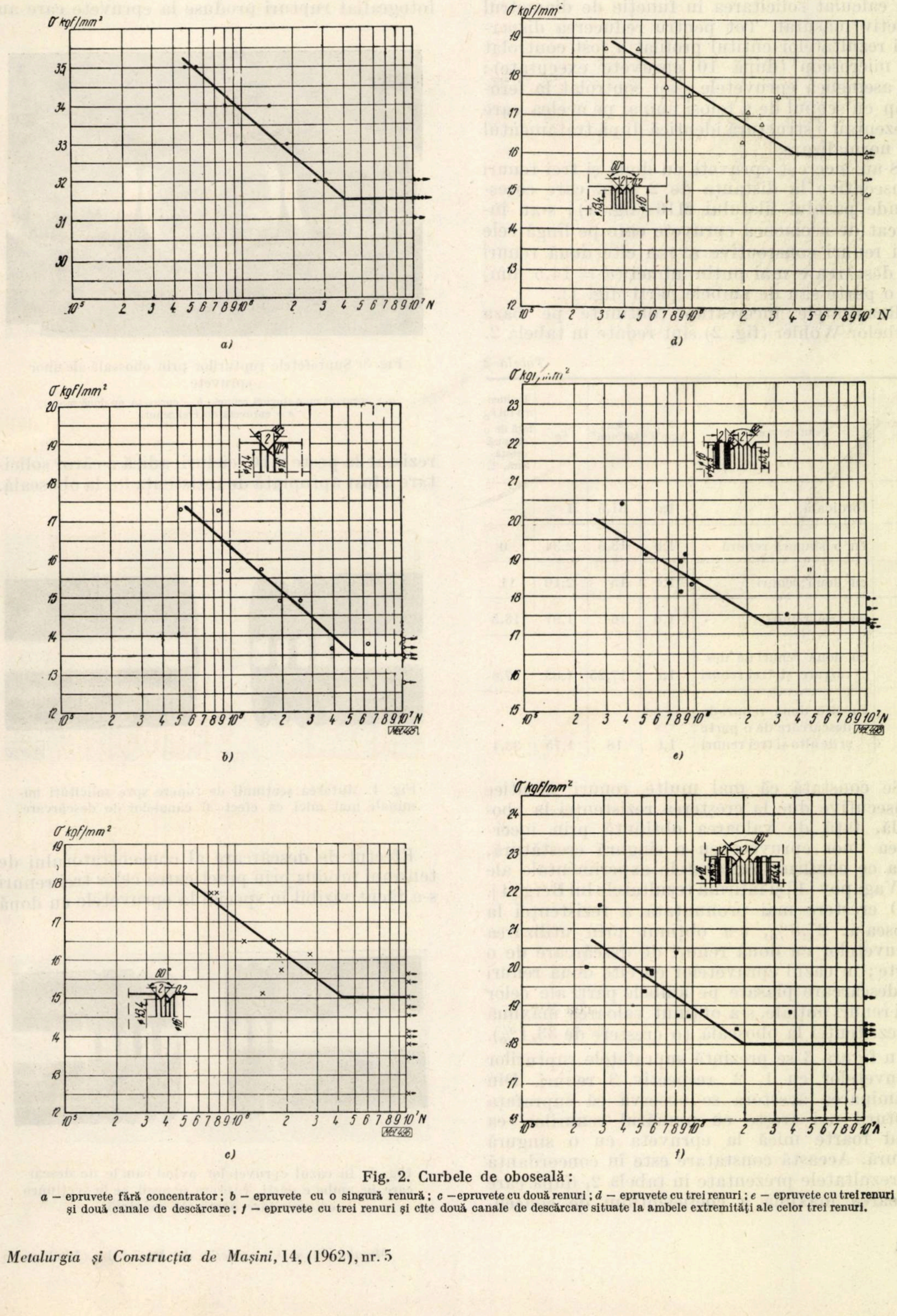


Fig. 2. Curbele de oboseală:

a — epruvete fără concentrator; *b* — epruvete cu o singură renură; *c* — epruvete cu două renuri; *d* — epruvete cu trei renuri; *e* — epruvete cu trei renuri și două canale de descărcare; *f* — epruvete cu trei renuri și cîte două canale de descărcare situate la ambele extremități ale celor trei renuri.

($d = 16$ mm, $d_1 = 13{,}42$ mm, $r = 0{,}1$ $p = 2$ mm). Pentru a reduce dispersia rezultatelor s-a măsurat diametrul interior al tuturor renurilor și s-a calculat solicitarea în funcție de diametrul efectiv măsurat. Tot pentru reducerea dispersiei rezultatelor cuțitul profilat a fost controlat la microscop (după 10 epruvete executate); de asemenea epruvetele s-au controlat la feroscop cu scopul de a folosi numai pe acelea care prezentau o structură identică după tratamentul de normalizare.

S-au încercat epruvete cu două și trei renuri consecutive la distanța de 2 mm, care corespunde pasului filetului M16 (fig. 1); s-au încercat de asemenea epruvete care pe lîngă cele trei renuri consecutive aveau cîte două renuri de descărcare mai puțin adînci ($d = 14{,}5$ mm) de o parte sau de ambele părți (fig. 1).

Rezultatele încercărilor obținute pe baza curbelor Wöhler (fig. 2) sînt redate în tabela 2.

Tabela 2

Nr. crt.	Felul epruvetei	Nr. figurii	σ_{-1} kgf/mm^2	k_σ	Reducerea lui k_σ față de o singură crestătură, %
1.	toroidală	1,a	31,5	1	—
2	cu o singură renură	1,b	13,5	2,34	0
3.	cu două renuri	1,c	15	2,10	11
4.	cu trei renuri	1,d	16	1,97	18,5
5.	cu două renuri de descărcare și trei renuri	1,e	17,25	1,83	27,8
6.	cu cîte două renuri de descărcare de o parte și de alta și trei renuri	1,f	18	1,75	33,4

Se constată că mai multe renuri identice consecutive duc la creșterea rezistenței la oboseală, față de valoarea obținută prin încercarea unor epruvete cu o singură crestătură, ceea ce confirmă rezultatele experimentale ale lui Vagapov [1] și infirmă rezultatele lui Berg [4].

O creștere mai pronunțată a rezistenței la oboseală, 27,8%, s-a obținut prin utilizarea epruvetelor cu două renuri de descărcare de o parte; în cazul epruvetelor cu cîte două renuri de descărcare plasate pe ambele părți ale celor trei renuri inițiale, s-a obținut valoarea maximă a rezistenței la oboseală (o creștere de 33,4%).

În figura 3 se prezintă suprafețele rupturilor epruvetelor cu 1, 2, respectiv 3 renuri. Din examinarea acestora se observă că suprafața rupturii noi crește cu numărul renurilor, ea fiind foarte mică la epruveta cu o singură renură. Această constatare este în concordanță cu rezultatele prezentate în tabela 2, după care valoarea maximă a coeficientului de concentrare s-a obținut la epruvetele cu o singură renură.

Pentru a obține rezultate comparabile, s-au fotografiat rupturi produse la epruvete care au rezistat la peste $2 \cdot 10^6$ cicluri, adică a căror solicitare a fost apropiată de rezistența lor la oboseală.

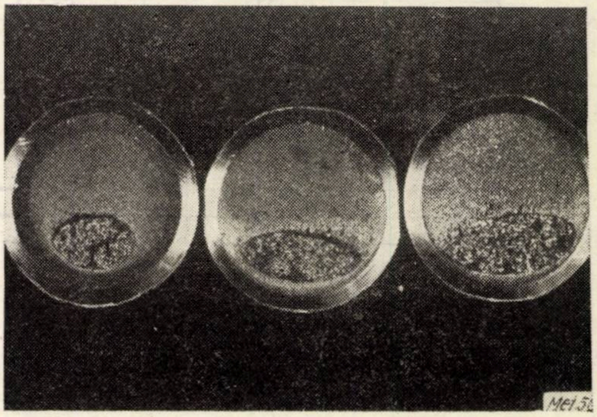


Fig. 3. Suprafețele rupturilor prin oboseală ale unor epruvete:

a — epruvetă cu o singură renură; *b* — epruvetă cu două renuri; *c* — epruvetă cu trei renuri.

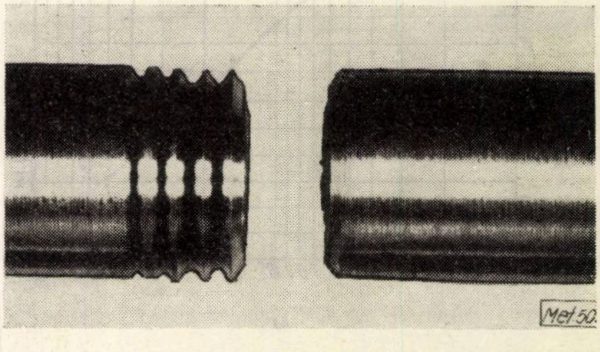


Fig. 4. Mutarea secțiunii de rupere spre solicitări nominale mai mici ca efect al canalelor de descărcare.

Efectul de descărcare al concentratorului de tensiuni produs prin practicarea celor trei renuri s-a făcut vizibil în special la epruvetele cu două

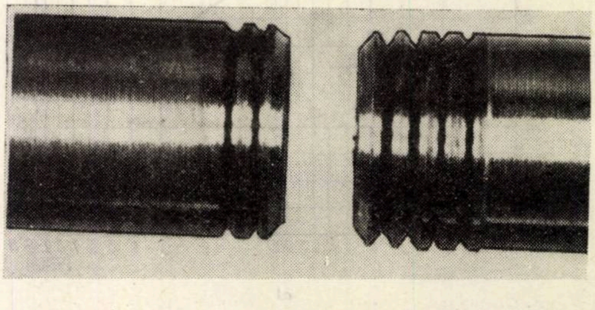


Fig. 5. În cazul epruvetelor avînd canale de descărcare pe ambele părți, ruptura se produce în secțiunea cu solicitare nominală maximă.

canale de descărcare, practicate în stînga celor trei renuri (fig. 1 e). La acestea era de aşteptat ca ruperea să se producă în dreptul primei renuri din stînga, unde solicitarea era mai mare; or, experienţa a arătat că la 70% din totalul epruvetelor rupte ruperea s-a produs la prima renură din dreapta. Cele două canale de descărcare au ,,împins'' secţiunea de rupere înspre solicitările nominale mai mici (fig. 4). În acest fel se explică creşterea pronunţată a rezistenţei la oboseală (cu 27,8% tabela 2).

La epruvetele cu cîte două renuri de descărcare pe ambele părţi (fig. 1, f), ruperea s-a produs tot în dreptul primei renuri din stînga (fig. 5).

De altfel, un mic efect de descărcare s-a obţinut şi prin practicarea celor două, respectiv trei renuri identice consecutive.

În concluzie se constată efectul favorabil al crestăturilor de descărcare în ceea ce priveşte capacitatea portantă a filetului. Prin prisma rezultatelor obţinute se poate recomanda executarea filetelor cu spire de degajare, care au rolul de a ,,descărca'' concentratorul de tensiune produs de filet.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vagapov, P. D. Şişorina, O. I. *Effektivnosti razgrujaiuscevo deistviia pri konecinom cisle ravnih otverstii (vîrezov).* Problemî procinostii v maşinostroenii AN SSSR, Moskva, 1959.

[2] Wintergerst, S. *Ein Beitrag zur Anwendung der Entlastungskerben.* Forschung aus dem Geb. des Ing., 1938, p. 258–259.

[3] Ludwik, P. şi Krystof, I. *Einfluss der Vorspannung auf die Dauerfestigkeit.* Z. VDI, Bd. 77, 1933, p. 629–635.

[4] Berg, S. *Neuere Versuche über Entlastungskerben.* Forschung aus dem Geb. des Ing. Bd. 12 1941, p. 205.

CZ 621.9.09–52

Linii-transfer pentru familii de piese

Ing. RADU MANOLIU şi ing. WALDEMAR GHEŢU
Institutul tehnologic pentru industria constructoare de maşini şi industria electrotehnică

Preocupările spre raţionalizare desfăşurate aproximativ acum treizeci de ani au permis, prin utilizarea de maşini de găurit sau de frezat, să se prelucreze simultan mai multe semifabricate identice prinse în pachet. Tot atunci s-a căutat să se reducă mare parte din timpul auxiliar de prindere prin suprapunerea lui la timpul principal cu ajutorul meselor rotative acţionate manual. După cum se vede din figura 1, prin efectuarea prinderii în timpul lucrului, practic timpul auxiliar de prindere se elimină aproape total.

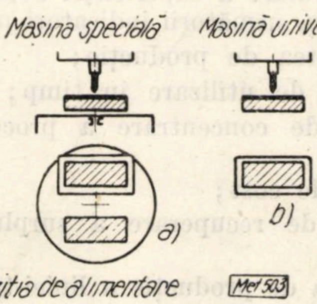


Fig. 1. Alimentarea cu masă rotativă:
a — schimbarea piesei în timpul prelucrării; *b* — schimbarea piesei după prelucrare.

Aceste stadii de dezvoltare au fost repede părăsite, din cauza tendinţei de a efectua dintr-o strîngere succesiv mai multe operaţii, ca de exemplu găuriri, lamări, teşiri şi alezări. Prin aceasta se reduce nu numai timpul auxiliar corespunzător mai multor prinderi, dar şi ciclul de prelucrare. În plus, se reduc abaterile dimensionale ale semifabricatelor, care sînt aproape de neînlăturat în cazul schimbării repetate a dispozitivelor de prindere. S-au dezvoltat astfel maşinile-unelte cu masă sau tambur indexabil, care s-au valorificat excelent şi s-au extins pe scară largă. Numărul de operaţii ce se pot efectua pe aceste maşini este limitat de spaţiul care stă la dispoziţie pentru prelucrarea unui anumit semifabricat; cu cît semifabricatele sînt mai voluminoase, cu atît numărul posibil de posturi active este mai redus. Singura posibilitate de corectare constă în aplicarea desfăşurării operaţiilor de prelucrare pe flux în linie.

În figura 2 se prezintă cele patru variante principale de organizare a prelucrării în linie pe flux.

La varianta *a* cu maşinile-unelte echipate cu capete multibroşe piesele sînt încărcate şi descărcate individual, transportul acestora efectuîndu-se manual sau mecanic, după gradul de mecanizare cel mai economic, stabilit în funcţie de volumul de fabricaţie. O reducere importantă a numărului de operatori pentru deservire se obţine în varianta *b* prin efectuarea încărcării şi descărcării simultan la un grup de maşini-unelte. Transportul pieselor se poate efectua şi în acest caz manual sau mecanic. Se observă că aplicarea variantei *b* este posibilă numai dacă, la fiecare grup de maşini-unelte, timpul auxiliar de deservire este mai mic decît timpul de maşină. În cazul prelucrării în regim rapid sau intensiv, timpul de maşină este foarte scurt, aşa că pentru a se putea lucra la mai multe maşini deodată este necesar să se reducă timpii auxiliari, şi în special cei de încărcare şi descărcare. În acest scop se pot folosi cu eficacitate mesele indexabile de alimentare. Varianta *b* poate fi sensibil perfecţionată, prin alimentarea cu piese a unui grup de maşini-unelte cu ajutorul unei benzi transportoare, care poartă semifabricatele în circuit închis; încărcarea şi descărcarea se efectuează de la un post unic. Acest mod de prelucrare şi transport caracterizează varianta *c* de prelucrare semiautomată pe flux în linie. Varianta *d* prezintă gradul cel mai avansat de mecanizare — linia-transfer. La această variantă, transportul de piese se desfăşoară în tact şi continuu. Maşinile-unelte din posturile de lucru execută operaţiile de prelucrare în ciclu automat în acelaşi tact cu deplasarea pieselor. În general, în timpul lucrului pe liniile-transfer, piesele stau nemişcate, iar sculele execută mişcări de rotaţie pentru aşchiere şi mişcări de translaţie pentru avansul rapid şi tehnologic. Ca urmare, pe liniile-transfer se prelucrează piesele din clasa ,,corpuri'', executîndu-se operaţii de prelucrare din categoria găuriri (găurire, lărgire, lamare, alezare, filetare cu tarozi), frezări şi strunjiri plane.

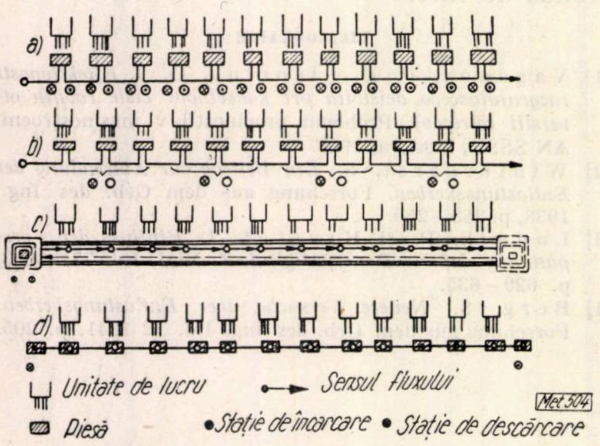


Fig. 2. Variantele de organizare a prelucrării pe flux, în linie:

a – maşini speciale deservite individual; *b* – maşini speciale deservite simultan; *c* – linie de prelucrare semiautomată; *d* – linie de prelucrare automată.

Există şi cazuri de linii-transfer pentru prelucrarea pieselor cu forme geometrice de rotaţie, la care în timpul lucrului piesele execută o mişcare de rotaţie, iar sculele efectuează deplasările de avans. Exemple de astfel de linii le oferă linia-transfer de la uzina ,,Krasnîi proletarii'' pentru prelucrarea axului intermediar de la cutia de viteze a strungului 1 K62 şi linia-transfer de la ZIL pentru executarea axelor în trepte de la autocamion.

Pentru dezvoltarea liniilor-transfer, constructorii au sarcina de a realiza instalaţii de transport a căror precizie să corespundă condiţiilor impuse maşinilor-unelte. Ele trebuie să reunească într-un ansamblu un grup de maşini-unelte. În acelaşi timp a fost necesar un progres în domeniul reglajului.

Iniţial, liniile-transfer utilizate în industria de automobile s-au format din maşini-unelte specializate, complexe şi de mare productivitate. S-a constatat că acest gen de linii-transfer nu prezintă interes economic, nefiind adaptabile la schimbările de construcţie ale pieselor prelucrate. Ca urmare, cheltuielile investite cu ocazia construirii unei linii trebuiau recuperate în perioada în care piesele prelucrate nu îşi schimbau construcţia. Din această cauză, industria de automobile a trecut la construirea liniilor-transfer din unităţi tipizate. Reconstruirea liniilor-transfer în aceste condiţii noi a cuprins două etape. În prima etapă s-au construit linii cu unităţi standardizate, dimensionate în funcţie de cazurile particulare limită de construcţie a pieselor de prelucrat. În etapa a doua s-a trecut la adaptarea construcţiei pieselor în vederea îmbunătăţirii tehnologiei lor, în sensul de a putea fi prelucrate pe linii-transfer compuse din unităţi tipizate de dimensiuni uzuale. Această ultimă etapă constituie şi tendinţa actuală de dezvoltare a liniilor-transfer utilizate în toate ramurile din industria constructoare de maşini.

Consideraţii tehnico-economice

Pentru a putea aprecia eficacitatea economică a construirii unei instalaţii atît de costisitoare cum este, fără îndoială, o linie-transfer, se utilizează, ca urmare a experienţei acumulate în acest domeniu, următorii indicatori principali:

a) capacitatea de producţie;

b) indicele de utilizare în timp;

c) gradul de concentrare a procesului de prelucrare;

d) preţul de cost;

e) timpul de recuperare a surplusului de investiţii.

Capacitatea de producţie a liniei-transfer se măsoară prin numărul de produse prelucrate în unitatea de timp.

În funcţie de numărul de piese prelucrate într-un ciclu de funcţionare a liniei, p, de durata ciclului de funcţionare T (min) şi de durata operaţiilor în afara ciclului de funcţionare t (min) (înlocuirea sculelor, reglarea pentru o nouă operaţie şi repararea utilajului), se stabileşte capacitatea de producţie orară P_h prin relaţia :

$$P_h = \frac{60\,p}{T + t} \tag{1}$$

Capacitatea de producţie P influenţează în mod esenţial toţi indicatorii tehnico-economici principali ai liniei-transfer, ca : volumul de producţie, productivitatea muncii, preţul de cost al produsului etc.

Dependenţa preţului de cost C al produsului de capacitatea de producţie a liniei se exprimă prin relaţia :

$$C = \frac{A + B}{p} \tag{2}$$

în care A reprezintă cota de preţ de cost variabilă în funcţie de varianta tehnologică de prelucrare, iar B cota de preţ de cost convenţional constantă în timp.

Ca urmare, preţul de cost scade după o variaţie hiperbolică în funcţie de creşterea capacităţii de producţie.

În relaţia (1) un rol important îl are parametrul T, durata ciclului de funcţionare sau tactul. Mărimea tactului depinde de volumul, complexitatea şi precizia de prelucrare a piesei, precum şi de soluţia tehnologică aplicată. În tabela 1 se prezintă informativ mărimile uzuale pentru tact şi capacitatea de producţie în două schimburi, în cazul prelucrării a trei grupe importante de piese.

Tabela 1

Tactul şi capacitatea de producţie a liniilor-transfer

Denumirea grupei de piese	Tact, min	Capacitatea, buc./an
Fitinguri şi armături	0,25—0,40	600 000—1 000 000
Autovehicule şi tractoare	0,80—2,00	120 000— 300 000
Material rulant	4,00—6,00	40 000— 60 000

În această tabelă capacitatea de producţie s-a stabilit ţinînd seamă de timpul efectiv disponibil în două schimburi.

Al doilea indicator principal al liniilor-transfer, indicele de utilizare în timp u, este definit prin relaţia :

$$u = \frac{T}{T + t + t_p} \tag{3}$$

În această relaţie, în afară de termenii T, t, definiţi anterior, s-a introdus termenul t_p, care reprezintă timpul de încărcare incompletă a liniei-transfer faţă de capacitatea de producţie totală.

Folosirea incompletă a liniei-transfer are drept consecinţă o creştere a termenului t_p, deci o scădere a indicelui de utilizare în timp. Totodată se micşorează capacitatea de producţie a liniei-transfer la valoarea uP ($u \leqslant 1$), iar preţul de cost creşte ţinînd seama că în relaţia (2) P se înlocuieşte cu uP.

Al treilea indicator principal al liniilor-transfer, gradul de concentrare a procesului de prelucrare K, se deduce din relaţia :

$$K = \frac{S}{N}, \tag{4}$$

în care S reprezintă numărul total de scule sau de operaţii elementare pe linia-transfer, iar N numărul total de unităţi de producţie de pe linia-transfer.

Gradul de concentrare a procesului de prelucrare influenţează direct mărimea tactului, deoarece timpul mediu de maşină t_m pentru executarea unei operaţii oarecare pe linia-transfer este dat de relaţia :

$$t_m = \frac{T_m}{N \cdot S} \tag{5}$$

în care T_m reprezintă timpul de maşină total, maxim, necesar pentru executarea uneia din piesele ce se prelucrează simultan pe linia-transfer. Deoarece nu toate posturile de lucru sînt echipate cu acelaşi număr de scule şi nu toate operaţiile prezintă acelaşi volum de prelucrări şi acelaşi specific tehnologic, rezultă că timpii de maşină pentru executarea diferitelor operaţii nu sînt egali .Pentru asigurarea unei utilizări cît mai raţionale a liniei-transfer se caută ca — prin aplicarea unor măsuri tehnologice şi de construcţie corespunzătoare — diferenţa între valorile extreme ale timpilor de maşină pentru executarea diferitelor operaţii să nu depăşească 15% din valoarea timpului mediu ($0{,}15\ t_m$).

Comparînd diferitele tipuri de linii-transfer realizate, se observă că, în general, liniile la care predomină operaţiile de găurire prezintă un grad de concentrare mai mare decît liniile la care predomină operaţiile de frezare şi strunjire plană.

În afară de indicatorii principali analizaţi, se utilizează o serie de indicatori deduşi din indicatorul de productivitate, şi anume : bucăţi de piese/muncitor productiv, tone piese/muncitor productiv şi tone piese/m².

Indicatorul decisiv pentru aprecierea economicităţii construirii unei linii-transfer este preţul de cost al prelucrării unei piese. Acest indicator se exprimă prin relaţia :

$$C = mT_t\,\frac{1 + 0{,}01\,K_c}{60} + \frac{0{,}01\,I\,(a + r)}{n} \tag{6}$$

în care :

m este salariul orar al muncitorului productiv.

T_t — timpul total, necesar pentru prelucrarea unei piese pe linia-transfer, min ;

K_c — costurile comune de fabricație raportate în procente din valoarea manoperei;

I — valoarea investițiilor pentru construirea liniei;

a, r — cotele de amortisment, respectiv de reparații și întreținere a utilajului, raportate în procente din valoarea investițiilor I.

Relația (6) poate fi adusă la forma (2) dacă se ține seamă că producția anuală de piese este proporțională cu capacitatea P de producție a liniei ($n = KP$) și se introduc următoarele notații:

$$A = \frac{m\, T_t (1 + 0{,}01\, K_c)}{60}; \quad B = 0{,}01\; KI(a + r) \quad (7)$$

Se presupune că se analizează comparativ două variante tehnologice: 1 — prelucrarea pe mașini universale; 2 — prelucrarea pe linie-transfer. Prețurile de cost respective se pot obține din relațiile:

$$C_1 = \frac{A_1 + B_1}{P_1} \text{ și } C_2 = \frac{A_2 + B_2}{P_2}. \quad (8)$$

În general la variantele examinate sînt îndeplinite condițiile:

$$A_1 \geqslant A_2 \text{ și } B_1 \leqslant B_2. \quad (9)$$

Aceste neegalități rezultă ca evidente pentru cazul general, deoarece:

$$T_{t1} \leqslant T_{t2}, \quad (10)$$

timpul de prelucrare pe mașini universale fiind mai lung decît timpul de prelucrare pe linii-transfer și

$$I_1 \leqslant I_2, \quad (11)$$

investițiile pentru construirea unei linii sînt mai mari decît cele pentru achiziționarea de mașini-unelte universale.

În aceste condiții, variația prețului de cost, stabilită prin relațiile (8), se reprezintă grafic prin curbele trasate în figura 3. Din examinarea acestor curbe rezultă că prețul de cost realizat prin prelucrarea pe linii-transfer este mai avantajos decît cel obținut în varianta mașinii universale dacă producția anuală este mai mare decît valoarea critică n_c. Se precizează că această condiție este numai necesară, dar nu și suficientă pentru a justifica construirea unei linii-transfer. Trebuie ca economia anuală realizată prin scăderea prețului de cost să permită recuperarea surplusului de investiții într-un interval de timp mai mic decît timpul D, în care utilajul se va demoda prin schimbarea profilului de producție. Această condiție se exprimă prin relația:

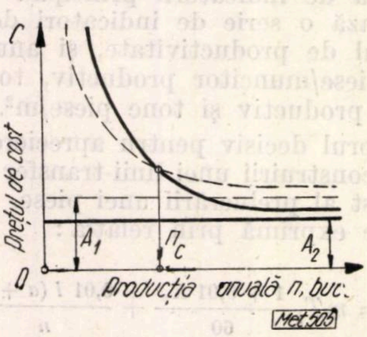


Fig. 3. Variația prețului de cost în funcție de producția anuală de piese.

$$\frac{I_2 - I_1}{C_1 - C_2} \leqslant D \quad (12)$$

Uzual se admit pentru D valorile 3...5 ani.

Din practica de exploatare a liniilor-transfer în U.R.S.S. reiese că aceste utilaje prezintă interes economic dacă sînt încărcate minimum un schimb. În prezent, în industria noastră construirea economică a unei linii-transfer impune o încărcare minimă egală cu 0,6 ... 0,7 din valoarea capacității de producție a liniei.

Pentru a face cît mai rentabilă construirea unei linii-transfer se recomandă a se lua o serie de măsuri prin care să se reducă valoarea $I_2 - I_1$ și să se ridice valoarea $C_1 - C_2$.

Din prima serie de măsuri fac parte: construirea liniei din unități tipizate; realizarea cît mai economică a acestor unități; recuperarea în procent cît mai mare a unităților liniei la schimbarea profilului de producție.

În a doua serie de măsuri se pot enumera: aplicarea variantelor tehnologice de prelucrare cele mai economice; mărirea seriei de fabricație anuală. Această ultimă măsură se poate realiza prin extinderea la liniile-transfer a procedeului Mitrofanov de prelucrare a pieselor pe principiul grupării tehnologice.

În general liniile-transfer, ca mijloc avansat de producție, prezintă un interes economic deosebit. Prin îmbinarea nivelului înalt al mecanizării și automatizării operațiilor tehnologice și de transport cu forma înaintată a organizării proceselor de producție în flux continuu, liniile-transfer reprezintă în socialism un mijloc important pentru ridicarea productivității muncii sociale, pentru ușurarea condițiilor și îmbunătățirea conținutului calitativ al muncii. Bazat pe aceste considerente, Congresul al III-lea al Partidului Muncitoresc Romîn trasează ca sarcină în perioada pînă în 1965: „În industriile prelucrătoare se vor introduce treptat mașini automate individuale și linii automate; în industria construcțiilor de mașini se vor introduce mașini de copiat, mașini-unelte cu program, mașini-agregat, linii automate și semiautomate“ (Gh. Gheorghiu-Dej, Raport la cel de-al III-lea Congres al Partidului Muncitoresc Romîn, Editura politică 1960 p. 68).

Particularitățile liniilor-transfer pentru familii de piese

În ultimul timp se acordă un interes crescînd liniilor-transfer pentru familii de piese. Aceste linii-transfer se construiesc în două variante radical deosebite.

În prima variantă, pe linia-transfer se prelucrează simultan mai multe piese din aceeași familie. Prinderea pieselor pe același sputnic se realizează prin dispozitive complexe, iar posturile de lucru sînt echipate cu sculele corespunzătoare pentru prelucrarea simultană a mai multor piese. Această variantă, pe lîngă faptul că atrage complicații de construcție și deci investiții sporite, nu asigură un grad de precizie ridicat. Acest ultim dezavantaj este lămurit în figura 4 în cazul prelucrării simultane cu aceleași capete a două biele. Într-adevăr, dacă centrarea capetelor se efectuează în raport cu biela din stînga ($e_1 = e_2 = 0$), în mod natural din cumularea abaterilor dimensionale ale dispozitivului de prindere și ale capetelor portsculă rezultă poziția eronată a sculelor în raport cu biela din dreapta ($e_3 \neq e_4 \neq e_5 \neq e_6 \neq 0$). În aceste condiții, varianta descrisă are o aplicabilitate restrînsă și numai în cazul prelucrării unor piese mărunte și cu un grad de precizie scăzut (de la clasa a 4-a de precizie în jos). Un corectiv în ce privește precizia se poate aduce acestei variante prin prelucrarea fiecărei piese cu capete distincte. În acest caz, prezentat în figura 5, se poate face centrarea capetelor în raport cu fiecare piesă separat. În fond, prin modul preconizat se concentrează elementele active a două linii pe un același mecanism de transfer. Se obține o instalație complicată și costisitoare, care nu poate fi valorificată economic decît în cazuri puțin frecvente.

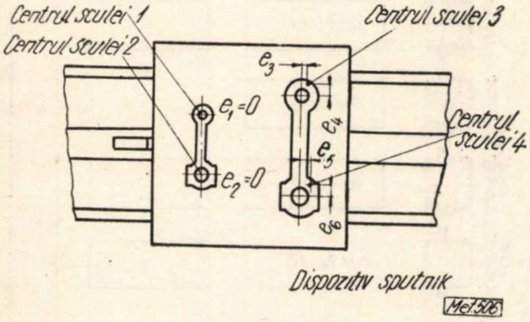


Fig. 4. Prelucrarea simultană a două piese cu aceleași capete.

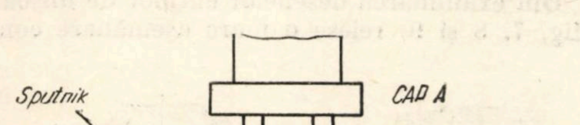


Fig. 5. Prelucrarea simultană a două piese cu capete distincte.

A doua variantă, bazată pe extinderea procedeului Mitrofanov de prelucrare a pieselor pe principiul grupării tehnologice, constă în prelucrarea succesivă pe loturi a unor piese din aceeași familie, schimbarea piesei efectuîndu-se după un reglaj prealabil corespunzător. Această variantă prezintă avantaje reale, prin precizie și prin faptul că permite și prelucrarea pieselor mari. În același timp, prin prelucrarea succesivă a mai multor loturi de piese din aceeași familie, se amplifică mărimea seriei anuale și, ca o consecință, se ameliorează economicitatea în exploatare a liniei-transfer și se lărgesc posibilitățile de aplicare rentabilă a acestora. Aplicarea rațională a acestei variante presupune îndeplinirea a o serie de condiții, care vor fi expuse în cele ce urmează.

a) Piesele care se prelucrează trebuie să prezinte o similitudine tehnologică mare.

Această condiție presupune în primul rînd ca piesele să fie construite din același material sau din materiale cu proprietăți mecanice cît mai apropiate. Ca o consecință devine posibilă utilizarea de scule identice ca material și formă geometrică, a aceluiași lichid de răcire-ungere și regimurilor de lucru cu valori apropiate. În al doilea rînd, similitudinea pieselor se referă la geometria exterioară, la ordinul de mărime al dimensiunilor și, pe cît posibil, la bazele de orientare și de strîngere.

În ansamblu, prin aceste deziderate se asigură la schimbarea sortimentului un timp minim pentru reglaj și pentru echiparea liniei cu scule și dispozitive.

b) Unitățile tipizate, în special capetele de forță, trebuie să ofere o suplețe mare în adaptarea la diferite cazuri de producție.

Astfel capetele de găurit realizate de ITCME, atît cele mecanice de tipul CMG pentru burghie cu diametrul convențional de 6 ... 16 mm, cît și cele hidraulice de tipul CHG pentru burghie cu diametrul convențional de 25 ... 60 mm, permit selectarea rapidă (1 ... 2 min) a avansurilor și a turațiilor într-un domeniu de reglaj suficient de larg (1 : 5 ... 1 : 35) pentru a acoperi cazurile tehnologice de frecvență uzuală în întreprinderile constructoare de mașini.

Asocierea capetelor CMG și CHG cu sănii hidraulice constituie o posibilitate rapidă și simplă de adaptare a liniilor-transfer pentru prelucrarea unei varietăți mari de piese.

c) Schimbarea și poziționarea sculelor, precum și schimbarea și reglarea dispozitivelor trebuie să se realizeze în minimum de timp. În acest scop se utilizează pe scară largă pe liniile-transfer pentru familii de piese dispozitive și șabloane de poziționare a sculelor, cutii multibroșe cu axe cardanice ușor reglabile, dispozitive de construcție specială, care se pot monta rapid.

d) Loturile de piese din aceeași familie trebuie planificate cu succesiune și amploare ca să se asigure intervale cît mai largi între două reglaje și stocuri-tampon minime. Se observă că reducerea la minimum a stocului-tampon depinde de îndeplinirea condiției anterioare referitoare la montarea și reglarea sculelor și dispozitivelor. În general s-a dovedit că nu este economic ca timpul necesar pentru reglajul în ansamblu al liniei-transfer să depășească 25% din fondul de timp.

e) Deservirea liniei trebuie să se efectueze cu personal de înaltă calificare pentru reglaj și întreținere (mecanici specializați în acționări hidraulice și electrice).

Linii-transfer pentru familii de piese proiectate de ITCME

Pentru ilustrarea celor expuse se prezintă linia-transfer de prelucrare a cutiilor de unsoare pentru vagoane de cale ferată, destinată pentru uzinele ,,Gh. Dimitrov''-Arad, proiectată de ITCME, în prezent în execuție la Întreprinderea de prototipuri pentru mașini și utilaje din București.

Linia-transfer reprezentată schematic în figura 6 se compune din zece posturi, și anume șapte posturi active de lucru, un post rezervă de lucru, două posturi auxiliare de încărcare, respectiv de descărcare.

În posturile active de lucru se execută operații de strunjire plană, alezare, găurire și filetare. În postul 6 se execută, pe lîngă operația de alezare, și controlul găurilor de pe fețele frontale. Acest control se efectuează prin palpare cu dornuri acționate pneumatic și are drept scop sesizarea existenței găurilor și eventual a resturilor din burghiile rupte. În cazul că rezultatul controlului găurilor este necorespunzător, rezistența la înaintare a dornurilor palpatoare se traduce într-un semnal avertizor, iar linia se oprește pentru ca piesa necorespunzătoare să nu fie transferată în postul de filetare, unde s-ar putea accidenta tarozii. În posturile 8 și 9 se poate executa prelucrarea de finisare a alezajului principal, fiecare dintre aceste posturi fiind trecut alternativ pe lucru sau pe reglaj. Datorită acestei măsuri se asigură un grad ridicat de precizie a alezajului, prin schimbarea la timp a sculelor, fără a întrerupe în mod neeconomic linia-transfer.

Linia-transfer poate prelucra trei tipodimensiuni de cutii de unsoare (pentru vagon de persoane, vagon-cisternă și vagon basculant).

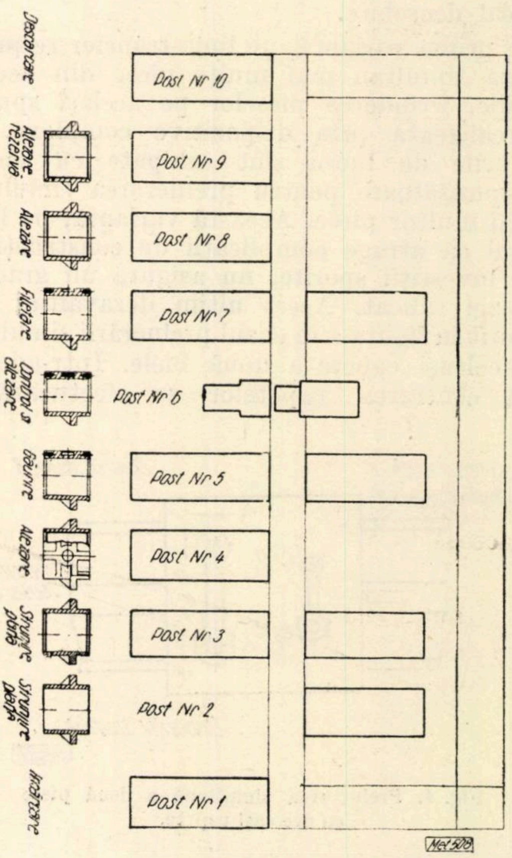


Fig. 6. Schema liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare.

Din examinarea desenelor cutiilor de unsoare (fig. 7, 8 și 9) reiese o mare asemănare constructivă. În timpul prelucrării, ca baze tehnologice se iau suprafețele tălpilor cutiilor de unsoare, iar pentru orientare se folosesc fețele

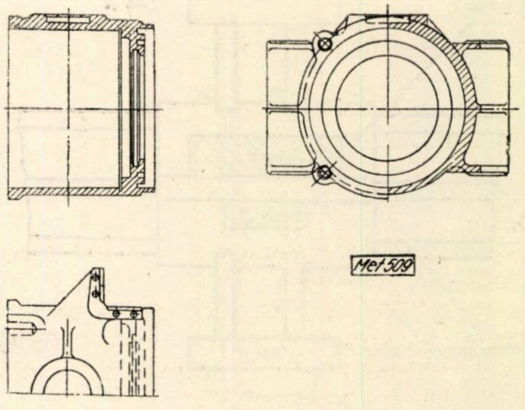


Fig. 7. Cutie de unsoare pentru vagon de persoane.

frontale ale locașului bridei. Aceste suprafețe se pregătesc înainte de a se începe operațiile pe linia-transfer, prelucrarea efectuîndu-se pe o mașină de frezat portal și pe o mașină-agregat. Analizînd suprafețele de așezare a cutiilor de unsoare, se observă că două tipuri prezintă aceeași cotă între suprafețele de ghidare (265$^{\pm 0,1}$ mm) iar al treilea tip o altă cotă (320,5$^{\pm 0,1}$ mm).

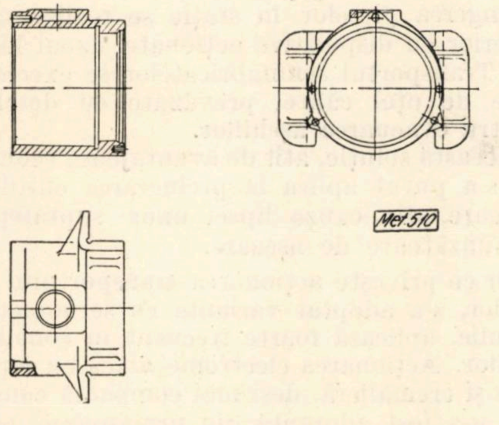


Fig. 8. Cutie de unsoare pentru vagon-cisternă.

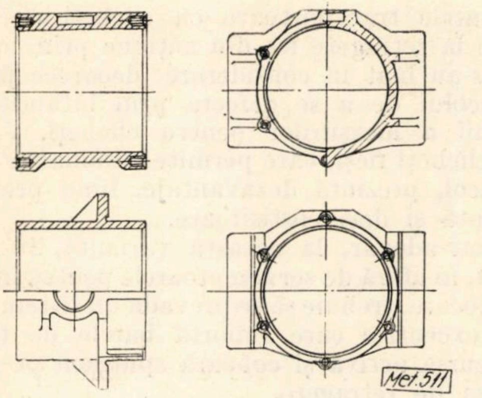


Fig. 9. Cutie de unsoare pentru vagon basculant.

Ca urmare a apărut necesitatea de a se utiliza pe linie două tipuri de dispozitive de strîngere de construcție identică, adaptate dimensional pentru cele două grupe de cutii de unsoare.

Dispozitivele de strîngere se montează pe plăcile de transport, denumite sputnici (fig. 11). Poziționarea corectă a dispozitivului de strîngere pe sputnic se obține cu două bolțuri de centrare, iar asamblarea se execută cu șuruburi în număr suficient pentru a se asigura stabilitatea și rigiditatea necesară.

La rîndul lor, sputnicii sînt așezați și blocați în posturile de lucru. Pe desenul sputnicului (fig. 11) se observă două alezaje cămășuite. În aceste alezaje se angajează, fiind acționate hidraulic, două dornuri cilindrice. Capul dornurilor este construit conic pentru a permite angajarea sigură și corectarea eventualelor poziții necorespunzătoare ale sputnicilor. După ce se efectuează așezarea, două zăvoare, acționate tot hidraulic, blochează sputnicul prin forțe de tracțiune aplicate pe canalele în T. Pentru a se obține o stabilitate ridicată, zonele de blocare și de strîngere sînt dispuse cît mai aproape de extremitățile diagonalelor sputnicului. Începutul și sfîrșitul cursei de blocare sînt sesizate cu microcontactoare, semnalele respective servind pentru corelarea funcțiunilor liniei-transfer și evitarea accidentării mecanismelor prin comenzi greșite.

Deplasarea sacadată din post în post a sputnicilor, la interval de un tact, se execută cu un mecanism de transfer, care în cazul liniei descrise este un servomotor hidraulic cu un piston (fig. 12). Acest mecanism imprimă o mișcare de du-te-vino barelor de transfer, care antrenează sputnicii. Prima bară de transfer este asamblată cu capul de cruce al servomotorului prin intermediul unui mecanism de rotire acționat hidraulic. Restul de bare sînt montate coaxial cap în cap, iar tot sistemul se ghidează pe un șir de role plasate în lungul liniei. Barele

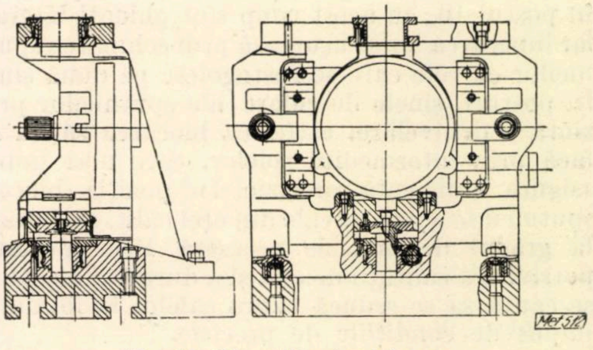


Fig. 10. Dispozitiv de strîngere.

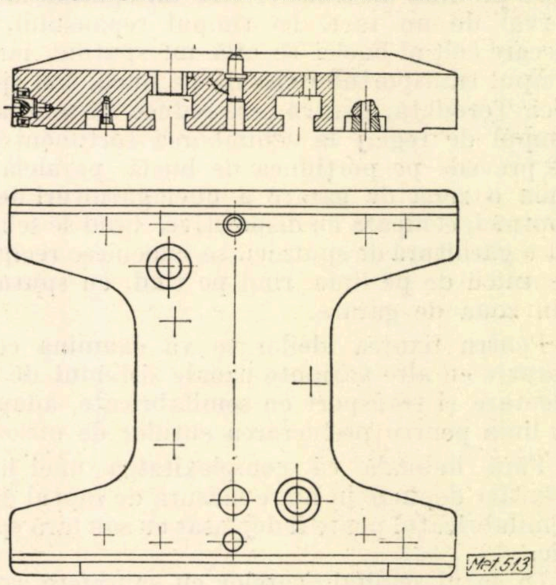


Fig. 11. Placă de transport sputnic.

în cursa activă împing sputnicii, iar în cursa în gol reiau poziția inițială. O serie de bolțuri montate pe barele de transfer se angajează în cursa activă într-o scobitură semicirculară de sub sputnic. Prin rotirea barelor, bolțurile nu mai rămîn în scobiturile de sub sputnici la cursa în gol. Funcțiunile mecanismului de transfer, respectiv de rotire, sînt coordonate corespunzător prin intermediul unor limitatoare de cursă.

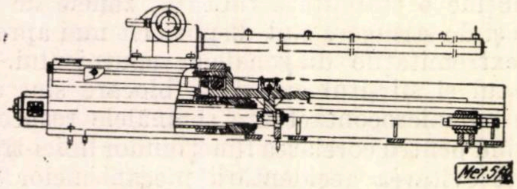


Fig. 12. Mecanism de transfer.

Sputnicii sînt deplasați succesiv din postul 1 în postul 10; în acest timp sînt ghidați lateral, iar lunecarea lor se ușurează prin echiparea sputnicilor cu role care se rostogolesc pe două șine. În posturi, șinele de rulare ale sputnicilor prezintă o denivelare, astfel ca blocarea să nu se facă prin intermediul rolelor, care n-ar putea asigura suficientă precizie. În poziția blocat, sputnicii se așază pe cale din oțel călit, executate la gradul de precizie necesară. Prin alegerea potrivită a calității de oțel și a durității de călire se caută să se reducă uzura calelor la minimul impus de condițiile de precizie.

Din postul 10 (fig. 6), sputnicii sînt înapoiați în poziția inițială printr-o buclă de întoarcere echipată cu un lanț cu racleți. Bucla de întoarcere este construită astfel ca să preia și să cedeze pe linia de transfer cîte un sputnic la interval de un tact. În timpul repausului, pe fiecare colț al buclei se află un sputnic, iar în timpul transportului circulă pe buclă trei sputnici. Totodată, pentru a se reduce cît mai mult timpul de reglaj la schimbarea sortimentelor, se prevede pe porțiunea de buclă paralelă cu linia o zonă de garare a unei garnituri de 12 sputnici, echipată cu dispozitive. Cînd se schimbă o garnitură de sputnici, se înlocuiesc reciproc sputnicii de pe linie, rînd pe rînd, cu sputnicii din zona de garare.

Pentru fixarea ideilor se va examina comparativ cu alte variante uzuale sistemul de alimentare și transport cu semifabricate, adaptat la linia pentru prelucrarea cutiilor de unsoare.

Fără îndoială că complexitatea unei linii-transfer depinde în mare măsură de faptul dacă semifabricatul poate fi deplasat cu sau fără sputnic.

În cazul semifabricatelor cu suprafețe avantajoase de așezare, respectiv de alunecare, cum ar fi blocurile de cilindri, se poate renunța la sputnic. Prin aceasta se economisesc nu numai costurile aferente unui număr important de dispozitive, dar și cele corespunzătoare mecanismelor de întoarcere. Pentru a se crea condiții de transport și de poziționare pe linie, cele două fețe principale ale semifabricatelor de tipul blocurilor de cilindri se frezează, iar pe una din fețe se prevăd două găuri alezate în care urmează să se angajeze bolțurile de indexare. Stringerea pieselor în stație se realizează din exterior cu dispozitive acționate uzual hidraulic. Transportul semifabricatelor se execută pe bare de oțel călite, prevăzute cu deschideri pentru evacuarea așchiilor.

Această soluție, atît de avantajoasă economic, nu s-a putut aplica la prelucrarea cutiilor de unsoare, din cauza lipsei unor suprafețe corespunzătoare de așezare.

În ce privește acționarea transportului sputnicilor, s-a adoptat varianta cu servomotor hidraulic, aplicată foarte frecvent în construcția liniilor. Acționarea electromecanică cu roți dințate și cremalieră, deși mai compactă constructiv, n-a fost adoptată din următoarele cauze: necesitatea de a se utiliza cuple electromagnetice din import și existența unei surse de energie hidraulică pentru sistemul de indexare și blocare al sputnicilor, care poate fi folosită și pentru acționarea transportului.

Barele transportoare cu clicheți cu resort, care la retragere ies din acțiune prin coborîre, nu s-au luat în considerare deoarece prezintă pericolul de a se defecta prin înfundarea cu așchii a locașurilor pentru clicheți. Varianta cu clicheți ficși, care permite eliminarea acestui pericol, prezintă dezavantaje, fiind prea complicată și deci costisitoare.

Într-adevăr, la această variantă, în fiecare post, în afară de servomotoarele pentru indexare și blocare, trebuie să se prevadă un sistem de role pe excentric care suportă barele de transfer în cursa activă și coboară sputnicii pe cale în cursa de retragere.

Întoarcerea sputnicilor se efectuează curent în trei variante.

La unele linii, în ultimul post, semifabricatele sînt împinse automat de servomecanisme, iar sputnicii se întorc pe sub batiul liniei. Similar, la începutul liniei, sputnicii sînt readuși într-o stație de ridicare la nivelul de lucru, iar aici, prin împingerea exercitată de un servomecanism, sînt cuplați cu barele de transfer. Această variantă, foarte elegantă și avantajoasă pentru economisirea de spațiu, nu s-a putut adapta în construcția liniei pentru prelucrarea cutiilor de unsoare. Explicația constă în faptul că aplicarea acestei variante este condiționată de posibilitatea de a plasa bucla de întoarcere sub linie împreună cu instalațiile de răcire și de transport de așchii.

O variantă similară constă din întoarcerea sputnicilor pe deasupra liniei, în acest caz fiind necesare la capetele liniei ascensoare pentru coborîrea și ridicarea sputnicilor. Nici această variantă nu s-a putut lua în considerație, existînd restricții la dezvoltarea în înălțime a liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare.

În cazul limitării în înălțime a liniilor-transfer și pentru a evita mecanismele de coborîre-ridicare, precum și tunelul superior, se aplică întoarcerea laterală. Această variantă aplicată la linia-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare prezintă dezavantajul unui ancombrament mare și al micșorării accesibilității pe una dintre laturile liniei de transfer. Pentru a înlătura aceste dezavantaje s-au construit podeste și scări pentru accesul ușor pe orice parte a liniei, iar spațiul situat deasupra buclei de întoarcere s-a utilizat pentru amplasarea dulapurilor pentru instalația electrică.

O problemă de bază în construcția liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare au constituit-o conexiunile electrice. O comandă-program care să asigure deconectarea unei operații într-un interval de timp dat nu este suficientă. Pentru securitatea funcționării în ansamblu înainte de deconectarea acestei operații, trebuie efectuată o serie de manipulări. Ca exemplu se amintește că mecanismul de transfer nu trebuie pus în funcțiune atît timp cît capetele de forță nu sînt retrase pe pozițiile inițiale; în caz contrar pot avea loc ruperi de scule, dereglări sau alte deranjamente. De aceea retragerea fiecărui cap de forță se stabilește prin limitatoare de cursă, iar mecanismul-transfer intră în acțiune numai după retragerea bolțurilor de poziționare și deblocare a sputnicului. Respectiv, capetele de forță nu se pun în funcțiune înainte de așezarea și strîngerea plăcii de transport. Din aceste condiții s-au dedus comenzile-program pentru fiecare unitate de producție în parte, pe baza cărora se poate regla întreaga linie-transfer.

În continuare s-au prevăzut conexiuni de semnalizare pentru diferite informații (ruperea burghiilor, defecte de ungere), iar în diferite puncte s-au montat butoane de pericol pentru oprirea liniei-transfer. Pentru a da reglorului posibilitatea de verificare a sculelor în timpul transferului s-au prevăzut butoane prin care se comandă oprirea axelor capetelor de forță în intervalul de repaus.

Buna funcționare a liniilor-transfer impune rezolvarea corectă a problemei evacuării așchiilor și a refrigerenților. Soluțiile posibile depind mult de materialul de prelucrat; așchiile de oțel necesită secțiuni de trecere mai mari ca așchiile de fontă; la metalele ușoare trebuie să se țină seama de tendința de lipire. În principiu trebuie evitate cît mai mult suprafețele orizontale; canalele de evacuare a așchiilor în general nu se pot dimensiona prea larg. Transportul așchiilor este ușurat de cantități mari de refrigerent; nu se recomandă activizarea cu jeturi de apă sub presiune. În cazul liniei descrise, așchiile sînt antrenate pe sub batiu de un transportor cu melc și acumulate într-un spațiu din care sînt evacuate în exterior. Această soluție a fost adoptată pe baza rezultatelor pozitive obținute în U.R.S.S. la liniile-transfer cu sistemul de evacuare a așchiilor de oțel prin transportoare cu melc.

S-a arătat că unul dintre cei mai importanți indicatori economici pentru liniile-transfer este indicele de utilizare în timp. În general economicitatea introducerii unei linii-transfer este aproximativ invers proporțională cu durata pauzelor mașinilor. Pericolul creșterii exagerate a acestor pauze se mărește însă o dată cu creșterea numărului de scule. S-a căutat să se limiteze acest pericol la linia-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare printr-o serie de măsuri, care vor fi enunțate în cele ce urmează, iar prin supravegherea metodică în exploatare a sculelor indicele de utilizare în timp a liniei-transfer se va putea aduce la valori echivalente cu cele ale mașinilor-unelte uzuale.

Măsurile luate pentru reducerea pauzelor în funcționare sînt următoarele:

— la stabilirea regimului de lucru al sculelor nu au fost folosite limitele superioare de capacitate așchietoare a sculelor;

— s-au introdus șabloane de reglaj;

— s-au introdus cutii de fuse echipate cu axe cardanice care se pot regla rapid;

— sculele sînt prinse în monturi, care permit manipularea rapidă;

— durabilitatea minimă a sculelor așchietoare de pe linie s-a limitat la jumătate schimb (4 ore);

— postul 8 pentru alezare, unde există pericolul degradării sculelor într-un timp mai scurt de patru ore, s-a dublat cu un post de rezervă.

Sculele de pe întreaga linie s-au împărțit în grupe care se schimbă — în funcție de durabilitate — la intervale fixe de timp de patru, respectiv opt ore, cu excepția posturilor 8 și 9, care se substituie reciproc, fără a impune oprirea liniei-transfer. Părerea că ascuțirea unor scule incomplet tocite ar fi neeconomică nu este valabilă, deoarece o sculă mai puțin uzată se poate ascuți mai repede. În exploatare se poate reduce la minimum timpul de oprire a liniei-transfer pentru schimbarea sculelor prin decalarea judicioasă a pauzelor pentru muncitorii de deservire și pentru reglori.

Pentru caracterizarea tehnico-economică a liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare se va prezenta în cele ce urmează o serie de indicatori principali:

— indicele de utilizare în timp, $u = 0{,}75$;

— gradul de concentrare a procesului de prelucrare, $k = 50/9 = 5{,}5$.

Prin darea în exploatare a liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare se prevede realizarea următoarelor avantaje economice comparativ cu situaţia actuală de producţie pe maşini-unelte universale:

— micşorarea preţului de cost tehnologic cu 81%;

— reducerea numărului de muncitori productivi cu 89%;

— scăderea costului investiţiilor cu 43%;

— restrîngerea suprafeţei de producţie cu 88%;

— creşterea productivităţii în t/an cu 1 400%.

Toate aceste avantaje economice permit recuperarea chiar în primul an a investiţiilor (nu a diferenţei de investiţii) necesare pentru construirea liniei-transfer pentru prelucrarea cutiilor de unsoare.

Se subliniază în plus faptul că linia-transfer fiind o maşină-unealtă automată, permite obţinerea de semifabricate de calitate superioară şi uniformă.

Concluzii

În perioada anterioară celui de-al doilea război mondial şi în primul deceniu care i-a urmat, constructorii de maşini-unelte din U.R.S.S., S.U.A. şi unele ţări cu industrie dezvoltată din Europa şi-au concentrat atenţia aproape exclusiv asupra realizării unor linii-transfer automate pentru un singur semifabricat. În acest sens, industria de autovehicule şi în parte industria de tractoare au oferit un teren favorabil.

În ultimul timp însă, încercările de extindere a automatizării s-au izbit de dificultăţi în legătură cu găsirea unor serii de fabricaţie care să încarce în mod economic o linie-transfer cu un singur tip de semifabricat (linii monoreper). Ca atare, pentru a obţine o extindere largă a automatizării în industria constructoare de maşini s-a născut necesitatea de a adapta liniile-transfer pentru prelucrarea unei familii de piese asemănătoare tehnologic.

Dat fiind că la specificul actual de producţie din ţara noastră numărul de linii-transfer monoreper, care se pot utiliza economic este de ordinul unităţilor, construirea unor linii-transfer pentru familii de piese reprezintă una dintre cele mai arzătoare probleme în acţiunea de automatizare a proceselor de producţie în industria constructoare de maşini.

În acest sens ITCME a desfăşurat o activitate rodnică de proiectări de linii-transfer pentru familii de piese. În afară de linia-transfer în execuţie pentru prelucrarea cutiilor de unsoare, se află în curs de proiectare o linie-transfer pentru prelucrarea carcaselor de motoare electrice din seria unitară gabarit III, IV şi V pentru uzina „Electroprecizia" din Săcele. De asemenea se vor proiecta în viitorul apropiat linii-transfer pentru carcasele pompelor de apă şi pompelor de ulei, necesare pentru industria de automobile şi tractoare.

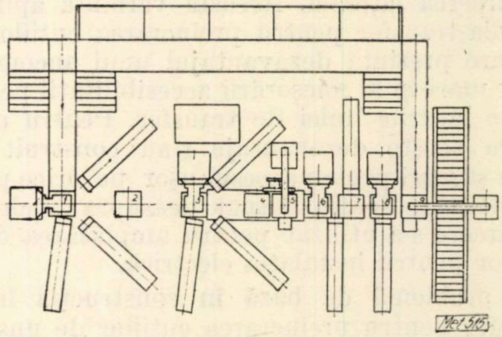


Fig. 13. Schema liniei-transfer pentru prelucrarea carcaselor de motoare electrice.

În figura 13 se prezintă schema liniei-transfer pentru prelucrarea carcaselor de motoare electrice. Această linie este compusă din nouă staţii, în care se execută lucrări de găurire, adîncire, lamare şi filetare. Linia este dotată cu capete de forţă şi sănii electromecanice. Controlul găurilor din carcase înainte de filetare se va executa indirect prin detectarea — cu un sistem dotat cu o sursă de lumină cu fascicul de raze paralele şi o fotodiodă — a burghiilor rupte. Transferul, indexarea şi blocarea sputnicilor se vor realiza cu servomecanisme acţionate hidraulic.

Studiile şi proiectele elaborate de ITCME au arătat posibilitatea construirii unui însemnat număr de linii-transfer pentru familii de piese.

Este neîndoielnic că desăvîrşirea construcţiei socialismului în ţara noastră va impune o largă automatizare a proceselor tehnologice, în primul rînd în industria constructoare de maşini, iar în acest sens liniile-transfer pentru familii de piese îşi vor găsi o foarte largă şi utilă aplicare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vladzievski, A. *Linii automate în construcţii de maşini* (Avtomaticeskie linii v maşinostroenia). Maşghiz, Moscova, 1958.

[2] Goebel, H. *Formele de proiectare a maşinilor-unelte speciale* (Die Bauformen der Sondermaschinen). Carl Hauser Verlag, München, 1956.

[3] Guşcin, B. *Unele probleme ale metodei de alegere a variantei optime a liniei automate de maşini-unelte* (traducere din limba rusă). IDT, Bucureşti, 1959.

[4] *** *Prelucrarea pieselor pe principiul grupării tehnologice.* Culegere de material documentar. IDT, Bucureşti, 1960.

[5] Notter, E. *Căile spre fabricaţia automatizată prin linii-transfer* (Wege zur automatisierten Produktion mit Transferstrassen). În: Werkstatt und Betrieb, **89** (1956), nr. 3 (martie), p. 109—113.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.643.411.4.03 : 621.774.2

Sudarea conductelor din oţel cu conţinut mărit de carbon (C = 0,5%) pentru transportul gazelor sub presiune

Ing. DUMITRU RADU, ing. CONSTANTIN ŞARLĂU şi ing. ALEX. OPRENDEK
Institutul politehnic – Timişoara

Directivele Congresului al III-lea al Partidului Muncitoresc Romîn cu privire la planul economic de şase ani prevăd o considerabilă sporire a construcţiilor şi punerea în funcţiune de noi conducte principale, magistrale, care să permită intensificarea transportului de lichide şi gaze sub presiune mare prin conducte, precum şi aprovizionarea centralelor termice şi centrelor industriale cu gaz metan.

Sudarea pe şantiere a acestor conducte necesită o continuă cercetare pentru elaborarea celor mai adecvate procese tehnologice.

Principii şi condiţii de funcţionare

Lungimea conductelor ajunge la zeci şi sute de kilometri.

Conductele pot fi subterane sau exterioare. Majoritatea conductelor principale cu funcţionarea neîntreruptă se instalează subteran.

Elementele principale ale unei conducte sînt următoarele:

— linia conductei, formată din ţevi de oţel cu diametrul de 100–2 000 mm, care formează elementul principal şi constituie partea cea mai scumpă şi cea mai greu de executat;

— instalaţia auxiliară şi staţiile pentru antrenarea lichidului sau a gazului.

Conducta principală este o construcţie de artă, scumpă şi de mare răspundere. Ea se întinde pe distanţe mari în diferite condiţii de aşezare, teren, relief şi climat şi trebuie să asigure transportul neîntrerupt al produsului la locul de destinaţie.

Prin ruperea conductei, fie chiar într-un singur punct, funcţionarea este întreruptă şi transportul produsului încetează pentru un timp oarecare; în multe cazuri, ruperea conductei provoacă pierderi de produs şi poate duce la pericol de incendiu.

Pentru a crea o conductă care să permită transportul continuu şi sigur, la elaborarea proiectului tehnic de construcţie a acesteia trebuie să se ia în considerare condiţiile reale de lucru. La construcţia conductei trebuie să se respecte condiţia omogenităţii calităţii conductei şi a dispozitivelor de linie pe toată întinderea ei.

Conductele principale se aşază pe toată întinderea, sau pe cea mai mare parte a lor, sub pămînt. Analiza funcţionării conductelor pentru transportul fluidelor a arătat că nu este justificat în toate cazurile ca aceste conducte să se aşeze în pămînt sub izoterma de 0°C. Conductele de gaze se pot aşeza în zona de îngheţ, deoarece viscozitatea gazului transportat variază în mică măsură cu variaţia temperaturii în timpul anului.

Conducta instalată sub pămînt este supusă următoarelor solicitări principale:

— presiunea interioară a produsului transportat;

— presiunea terenului, acţiunea sarcinilor mobile şi solicitările impuse de greutatea proprie a conductei şi a produsului transportat, care se manifestă în special la aşezarea conductei pe pante cu mare înclinaţie;

— solicitările termice produse de variaţia temperaturii terenului şi a produsului care se transportă;

— acţiunea chimică a terenului, care provoacă corodarea materialului din care sînt executate ţevile.

Sub acţiunea acestor solicitări, conducta este supusă unei stări de tensionare complexă (întindere, încovoiere şi forfecare).

La asamblarea ţevilor care formează conducta este necesar să se aleagă o metodă de îmbinare uşor de executat şi care să asigure funcţionarea în bune condiţii a conductei.

Înainte conductele erau asamblate din ţevi înşurubate între ele cu ajutorul unor manşoane filetate, sau nefiletate, care se executau greu şi nu prezentau o etanşeitate perfectă. O mare răspîndire la astfel de lucrări a căpătat-o îmbinarea ţevilor prin sudare. În prezent, acest procedeu de îmbinare reprezintă metoda de bază folosită la construirea conductelor magistrale.

Cea mai mare atenţie trebuie dată pregătirii capetelor ţevilor pentru sudare, asamblării ţevilor şi sudurii însăşi, întrucît siguranţa funcţionării fără întrerupere a conductei în timpul exploatării depinde în principiu de calitatea îmbinărilor sudate.

Calitatea îmbinărilor sudate este influențată de calitatea țevilor și a electrozilor folosiți la sudare. La construcția conductelor principale se folosește de obicei sudarea cu gaze sau cu arc electric.

În ultimii ani, în U.R.S.S. a început să se folosească și sudarea prin presiune cu gaz. Rezultate mai bune s-au obținut prin introducerea procedeului de sudare automată sub flux, acolo unde se poate folosi acest procedeu.

La alegerea unui procedeu oarecare de sudare trebuie însă studiate și analizate foarte atent avantajele și dezavantajele procedeului de sudare ca atare.

S-a observat că din punct de vedere tehnicoeconomic toți indicatorii sudării cu gaze a conductelor principale sînt mult inferiori în comparație cu alte procedee de sudare.

Pînă în anul 1950, sudarea manuală cu arc s-a folosit pe scară largă la îmbinarea conductelor magistrale. Ea se folosește și în prezent, cu toate că s-au introdus procedee mecanizate de înaltă productivitate, deoarece cusăturile executate prin sudare manuală sînt de bună calitate. Neajunsul acestui procedeu este însă necesitatea folosirii muncii manuale a personalului de înaltă calificare.

În cazul cînd întreaga îmbinare este sudată de un singur sudor, productivitatea procedeului manual este mică; ea poate fi mărită prin specializarea operațiilor tehnologice.

La construcția conductelor magistrale, sudarea manuală se folosește în următoarele cazuri:

a) pentru îmbinarea cap la cap a tronsoanelor care nu pot fi rotite;

b) la îmbinarea tronsoanelor care se pot întoarce;

c) la sudarea flanșelor, armăturilor, țevilor de drenaj etc.;

d) la sudarea țevilor, în cazul lucrărilor de asamblare fără întoarcere;

e) la îmbinarea cap la cap a țevilor care se pot întoarce, necesare pentru alcătuirea tronsoanelor, atunci cînd din cauza condițiilor locale nu se poate folosi sudarea automată.

În condiții de șantier se poate folosi cu succes îmbinarea cap la cap a conductelor cu ajutorul sudării manuale cu arcul electric.

Dacă oțelul din care sînt confecționate țevile nu are conținut mărit de carbon, adică mai puțin de 0,3% C, nu există dificultăți de sudare.

La noi în țară se folosesc țevi de oțel pentru conducte care au compoziția chimică dată în tabela 1.

Întreprinderile din țară care construiesc conductele magistrale folosesc aceste țevi de rezistență mai mare. Deși în acest caz consumul de oțel este mai mic, ținînd seamă de sudabilitatea mai scăzută, se întîmpină greutăți prin sudarea conductelor, calitatea îmbinărilor nefiind întotdeauna corespunzătoare.

Cercetări efectuate

În cadrul acestor lucrări s-a efectuat un studiu teoretic și experimental pentru elaborarea procesului tehnologic de sudare care să permită obținerea unor îmbinări de calitate bună, folosind, pentru sudarea acestor conducte din oțel cu conținut mărit de carbon, electrozi fabricați în țară.

La elaborarea lucrării s-a ținut seamă de condițiile reale de șantier, și anume:

— se sudează în aer liber, în diferite condiții atmosferice;

— se efectuează îmbinări la țevi fixe (fără rotire), deci în poziții defavorabile sudorului;

— se folosește utilaj existent pe șantier;

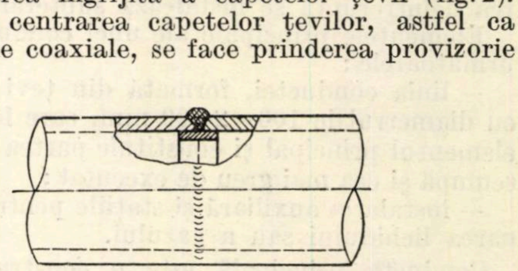
— se sudează cu electrozi livrați de „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.

În mod obișnuit, la îmbinările sudate ale conductelor se folosesc în prezent inele de protecție prin care se evită străpungerile la depunerea primului strat de sudură, dar care micșorează secțiunea conductei, creînd o rezistență la scurgerea fluidelor.

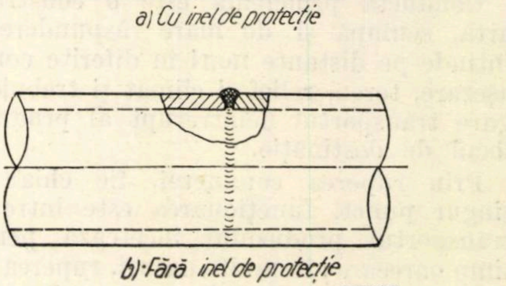
S-a căutat să se evite acest neajuns prin efectuarea îmbinărilor sudate fără inele de protecție (fig. 1, *a*, cu inel de protecție, și fig. 1, *b*, fără inel de protecție).

Așa cum s-a arătat, pentru obținerea unei îmbinări sudate de bună calitate este necesară prelucrarea îngrijită a capetelor țevii (fig. 2).

După centrarea capetelor țevilor, astfel ca ele să fie coaxiale, se face prinderea provizorie prin suduri de circa 40—50 mm în patru locuri dispuse la distanțe egale pe circumferință.



a) Cu inel de protecție



b) Fără inel de protecție

Fig. 1

Țevile asupra cărora s-au efectuat cercetările au avut diametrul de 300 mm și grosimea peretelui de 10 mm. Compoziția chimică a oțelului din care sînt confecţionate este arătată în tabela 1.

Tabela 1

Calitatea oţelului	C %	Mn %	Si %	P %	S %
1	0,45	0,63	0,22	0,019	0,036
2	0,46	0,76	0,20	0,020	0,028
3	0,47	0,78	0,23	0,022	0,020

Pentru elaborarea procesului tehnologic şi parametrilor regimului de sudare s-au executat îmbinări cap la cap ale acestor ţevi în poziţie orizontală (favorabilă sudării) şi în poziţie verticală sau peste cap (defavorabilă sudării).

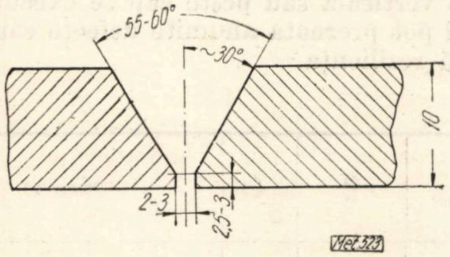


Fig. 2

Îmbinarea prin sudare a ţevilor în plan orizontal

Această îmbinare se face pentru formarea tronsoanelor dintr-un număr oarecare de ţevi.

Poziţia orizontală a sudurii se menţine prin rotirea ţevilor cu ajutorul unui dispozitiv. Viteza de rotire trebuie să fie egală cu viteza de sudare.

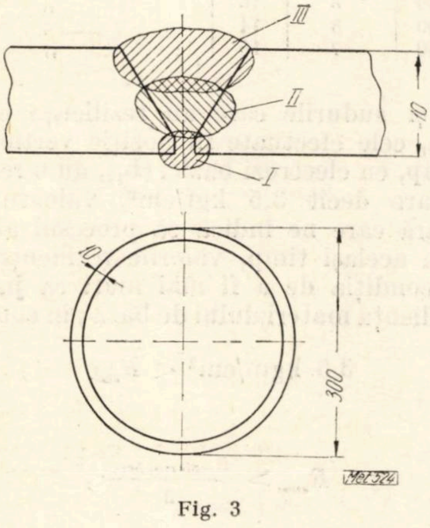


Fig. 3

La executarea acestui tip de îmbinare s-au folosit două metode:

a) Sudarea primului strat de sudură (rădăcina sudurii) folosind electrozi cu un înveliş celulozic, apoi electrozi cu înveliş bazic.

S-a folosit următorul regim de sudare:

— electrod celulozic cu diametrul de 3,25 mm, curent continuu de 105—110 A, cu polaritate inversă (plus la electrod), pentru sudarea primului strat de sudură;

— electrod bazic cu diametrul de 4 mm, curent continuu de 150—160 A, cu polaritate inversă, cu care s-au sudat straturile 2 şi 3 (fig. 3).

La executarea unei îmbinări sudate s-au folosit opt electrozi celulozici şi 16 electrozi bazici, operaţia de sudare durînd 39 min

Pentru a se stabili tendinţa spre călire a acestui oţel s-a măsurat temperatura zonei sudurii cu termocretre care dau erori relativ mici (± 5°C); după terminarea operaţiei de sudare temperatura a fost 325°C, iar la 80 mm de axa cusăturii sudate a fost 250°C.

b) Sudarea întregii cusături cu electrozi cu înveliş bazic, preîncălzindu-se însă capetele ţevilor la o temperatură de 300—350°C.

Îmbinarea prin sudare a ţevilor în poziţie verticală sau peste cap

Aceste îmbinări se execută la formarea conductei din tronsoane, la care nu mai este posibilă rotirea ţevilor pentru a putea executa sudarea în poziţie orizontală.

În acest caz sudarea se execută în poziţie verticală sau peste cap, poziţii dificile şi care pretind o calificare superioară a sudorului pentru a executa astfel de lucrări.

Şi în acest caz s-au folosit cele două metode:

a_1) Primul strat (rădăcina) s-a executat cu electrozi celulozici, apoi următoarele straturi cu electrozi bazici.

b_1) Întreaga sudură s-a executat cu electrozi bazici.

Pentru punctul a_1) regimul de sudare a fost:

— electrod celulozic cu diametrul 3,25 mm, la curent continuu de 90—95 A;

— electrod bazic de 4 mm, la curent continuu de 140—150 A, pentru ambii electrozi polaritatea inversă (plus la electrod).

La punctul b), respectiv b_1), regimul folosit a fost identic cu al punctului a), respectiv a_1), pentru electrozii bazici.

Timpul necesar executării şi consumul de electrozi au fost cu circa 15% mai mari faţă de îmbinarea executată în poziţie orizontală.

Aspectul exterior al sudurilor a fost uniform şi fără defecte (fisuri, crăpături sau incluziuni de zgură); pentru a putea trage concluzii cît mai juste asupra calităţii îmbinărilor sudate, respectiv asupra procesului aplicat, s-au făcut epruvete pentru încercări mecanice.

S-au efectuat probe pentru următoarele încercări mecanice:

— rezistenţa la întindere;

— rezilienţa;

— unghiul de îndoire;

— duritatea.

Probele au fost luate din îmbinările sudate, după cum urmează:

— din suduri executate orizontal cu electrozi celulozici şi bazici;

— din suduri executate orizontal cu electrozi bazici;

— din suduri executate în poziţie verticală sau peste cap cu electrozi celulozici şi bazici;

— din suduri executate în poziţie verticală sau peste cap cu electrozi bazici.

Rezultatele încercărilor mecanice

Rezistenţa la tracţiune a sudurilor este dată în tabela 2.

Probele au fost executate şi încercate conform normelor în vigoare, STAS 1125—52.

Valorile obţinute (tabela 3) arată că rezilienţa cea mai bună o au sudurile orizontale. Aceasta se datoreşte mai mult faptului că sudurile în poziţie verticală sau peste cap se execută mai greu şi pot prezenta anumite defecte care micşorează rezilienţa.

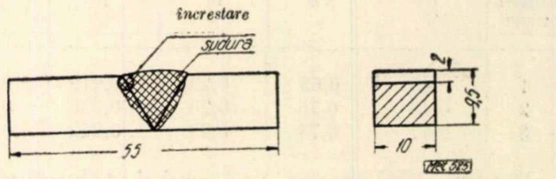


Fig. 4

Tabela 2

Nr. probei	Felul sudurii	Secţiunea, cm²	Forţă de rupere, kg	σ_r kgf/cm²	δ_5 %	ψ %	Observaţii
1	Material de bază	0,95	6 140	6 420	16	32	
1	Sudare orizontală	0,95	5 640	5 900	12	16	Ruperea s-a produs în sudură
2	cu electrozi celulozici	0,95	5 680	5 940	14	18	
	şi bazici	0,95	5 700	5 980	15	19	„
	(a)						
1	Sudare orizontală	0,95	6 140	6 420	11	22	Ruperea s-a produs în materia de bază
2	cu electrozi bazici	0,95	6 140	6 420	12	24	
3	(cu preîncălzire)	0,95	6 180	6 500	14	28	„
	(b)						
1	Sudare în poziţie verticală sau peste cap	0,95	5 120	5 400	8	16	Ruperea s-a produs în sudură
2	cu electrozi celulozici şi bazici	0,95	54 000	5 710	8	16	„
3	(a_1)	0,95	5 980	6 250	9	18	„
	Sudare în poziţie						
1	verticală sau peste cap cu	0,95	5 100	5 400	8	16	„
2	electrod bazic	0,95	4 175	4 400	6	14	„
3	(b_1)	0,95	5 190	5 450	7	16	„

Aceste rezultate arată că îmbinările executate în poziţie orizontală sînt mai bune, în special acelea care sînt tratate termic (executate cu preîncălzire). Cele efectuate în poziţie defavorabilă au o rezistenţă mai scăzută, în medie numai cu 7—8%.

Alungirea şi contracţia, care sînt indicii unei rupturi tenace, sînt ceva mai scăzute la îmbinările în poziţie verticală sau peste cap (în limite admisibile).

Rezilienţa materialului de bază şi a sudurilor este dată în tabela 3.

Epruvetele pentru rezilienţă au fost confecţionate conform normelor în vigoare, cu o crestătură rotundă de 2 mm, efectuată în zona de trecere a sudurii cu metalul de bază (fig. 4), deoarece se consideră că acestea prezintă calităţi mecanice mai scăzute.

Rezilienţa s-a determinat cu ajutorul unui pendul Charpy.

Dar şi sudurile care au rezilienţa cea mai scăzută, cele efectuate în poziţie verticală sau peste cap, cu electrozi bazici (b_1), au o rezilienţă mai mare decît 3,5 kgf/cm², valoare limită inferioară care ne indică că procesul ales este bun. În acelaşi timp, valorile rezilienţei satisfac şi condiţia de a fi mai mari ca jumătate din rezilienţa materialului de bază; în concluzie:

$$3{,}5 \text{ kgm/cm}^2 < R_{sud.}$$

deci,

$$R_{sud.} > \frac{R_{material\ baz\breve{a}}}{2},$$

adică:

$$3{,}5 \text{ kgm/cm}^2 < 4{,}40 \text{ kgm/cm}^2$$

$$4{,}40 \text{ kgm/cm}^2 > \frac{7 \text{ kgm/cm}^2}{2} = 3{,}5 \text{ kgm/cm}^2;$$

Tabela 3

Nr. probei	Felnl probei	Secţiunea, cm²	Lucrul mecanic consumat, kgm	Rezilienţa, kgm/cm²
1	Materialul de bază	0,575	4	6,95
2		0,68	4,8	7,05
3		0,65	4,7	7,20
1	Sudare orizontală cu electrozi celulozici şi bazici (a)	0,60	3,2	5,85
2		0,62	3,7	6,00
3		0,585	4,1	7,00
4		0,64	3,4	5,30
5		0,615	3,3	5,35
6		0,62	3,3	5,30
1	Sudare orizontală cu electrozi bazici (b)	0,555	3,0	5,40
2		0,57	3,15	5,50
3		0,555	3,55	6,20
4		0,575	3,3	5,75
5		0,555	3,0	5,40
6		0,615	3,4	5,55
1	Sudare în poziţie verticală sau peste cap cu electrozi celulozici şi bazici (a_1)	0,67	4,2	6,30
2		0,69	4,7	6,80
3		0,685	4,6	6,70
4		0,62	4,4	7,10
5		0,69	3,8	5,50
6		0,67	3,3	4,95
1	Sudare în poziţie verticală sau peste cap cu electrozi bazici (b_1)	0,615	3,0	4,90
2		0,68	3,1	4,55
3		0,62	3,6	5,80
4		0,645	3,3	5,10
5		0,64	2,8	4,40
6		0,65	4,8	7,00

deci îmbinările sudate după acest procedeu şi cu aceşti parametri vor rezista în bune condiţii.

La toate probele de îndoire, unghiul la care au apărut primele fisuri este cuprins între 60–80°, mult mai mare decît unghiul-limită admisibil, 30°.

Dispersia a fost mică, probele luate din sudurile efectuate în poziţie verticală sau peste cap au avut cele mai mari unghiuri de îndoire.

Încercările la duritate au arătat tendinţa spre călire a acestui oţel cu conţinut mărit de carbon (0,48–0,5% C), ceea ce este un fenomen normal.

În axa transversală a cusăturii duritatea este comparabilă cu aceeea a materialului de bază neinfluenţat termic, iar în zonele vecine (influenţate termic) duritatea este ceva mai mare (figura 5).

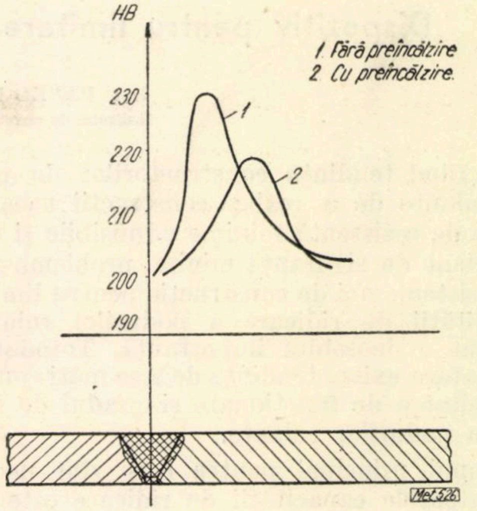


Fig. 5

Preîncălzirea materialului de bază a avut o influenţă favorabilă, întrucît probele executate din această îmbinare sudată au avut o duritate mai mică (curba 2, fig. 5).

BIBLIOGRAFIE

[1] Taran, V. D. *Tehnologia sudării şi montării conductelor principale şi a rezervoarelor.* Traducere din limba rusă.

[2] Mikloşi, C. *Procedee industriale de sudare,* vol. 1 şi 2.

[3] * * * *Sudarea oţelurilor de construcţii,* Editura tehnică, 1959.

[4] Taran, V. D. *Tehnologia sudării şi montării magistralelor,* 1960.

Protecția muncii

CZ 621.874.016

Dispozitiv pentru limitarea sarcinii maxime la podurile rulante

Ing. PAVEL PODJEVIN și ing. IOSEF CATZ
Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii C.C.S.

Dat fiind tendința constructorilor de poduri rulante de a realiza construcții ușoare cu limite de rezistență minime admisibile și cu un coeficient de siguranță minim, problema găsirii unor sisteme noi de construcție pentru limitarea capacității de ridicare a podurilor rulante a căpătat o deosebită importanță. Totodată, în exploatare există tendința de a se mări continuu intensitatea de funcționare și gradul de încărcare a podurilor rulante.

Scopul principal pentru care sînt necesare limitatoarele capacității de ridicare este acela de a preîntîmpina supraîncărcarea periculoasă, în vederea prevenirii avariilor și accidentelor atunci cînd greutatea încărcăturii depășește capacitatea de ridicare a podului rulant. Din această cauză, normele de tehnica securității și instrucțiunile tehnice ale Direcției generale pentru metrologie, standarde și invenții — Inspectoratul de stat pentru controlul cazanelor și instalațiilor de ridicat, prevăd ca podurile rulante să fie dotate cu dispozitive pentru limitarea capacității de ridicare.

Dispozitivele existente pentru limitarea capacității de ridicare pot fi împărțite în mai multe categorii, și anume:

— în funcție de tipul dispozitivelor, limitatoarele se împart în limitatoare cu greutate, cu arc (elicoidal sau arc cu foi), hidraulice, electrice și limitatoare combinate (de exemplu electromecanice);

— din punctul de vedere al construcției subansamblurilor care recepționează și transmit eforturile înregistrate, limitatoarele se împart în limitatoare cu pîrghii și limitatoare cu excentric;

— după modul de transmitere al eforturilor active, limitatoarele se împart în limitatoare care acționează direct pe întreruptor și limitatoare cu reducerea efortului, prevăzute cu dispozitive de amortizare.

Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii al Consiliului Central al Sindicatelor din R.P.R. a studiat și executat un dispozitiv pentru limitarea capacității de ridicare a podurilor rulante, în două variante. Acest dispozitiv este un limitator cu excentric care, spre deosebire de celelalte tipuri construite pînă în prezent, prezintă o serie de avantaje, și anume:

— are o funcționare sigură;

— este de o construcție simplă;

— în cazul cînd se montează în locul rolei de egalizare, îndeplinește concomitent și funcțiunea acesteia;

— poate fi adaptat la majoritatea podurilor rulante;

— are o greutate mică;

— poate fi executat de orice atelier mecanic;

— prețul de cost al unui asemenea dispozitiv este relativ redus.

Aceste dispozitive au fost experimentate și aplicate, cu bune rezultate, la Uzinele de utilaj chimic și petrolier și la Fabrica de țevi sudate din București.

Dispozitivul limitator de sarcină se poate monta fie în locul rolei de egalizare a cablului de tracțiune (fig. 1), fie în locul sistemului de prindere a ramurii fixe a cablului de tracțiune (fig .2). El se compune dintr-un arbore cu excentric *1* (fig. 3), pe care se montează rola *2*, cu ajutorul rulmenților *3*.

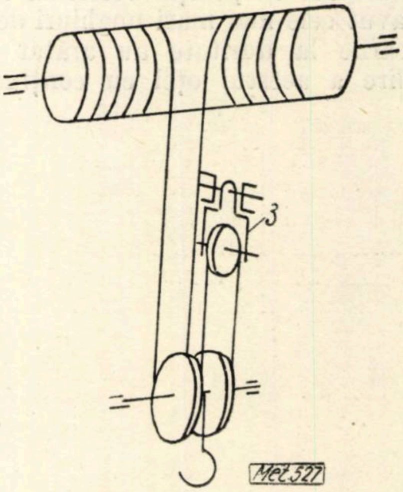


Fig. 1

Între rulmenți se montează un inel distanțier *4*. În vederea fixării dispozitivului de căruciorul podului rulant, el are o ureche *5*, care la partea superioară este prevăzută cu două găuri în care se introduce bulonul respectiv, în vederea fixării dispozitivului de profilul U al căruciorului.

Urechea *5* se compune din doi pereţi laterali, prevăzuţi la parta inferioară cu două găuri.

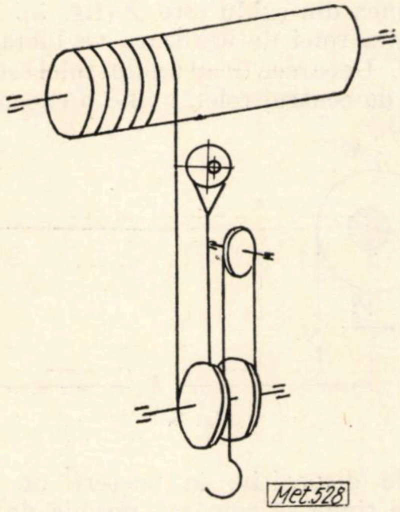


Fig. 2.

În dreptul acestor găuri se fixează, cu şuruburile *6*, cele două lagăre *7*. Se recomandă ca fixarea să se facă prin sudare, lăsîndu-se adaosul necesar pentru prelucrarea definitivă. În lagărele *7* se montează arborele cu excentric *1* şi rulmenţii *8*.

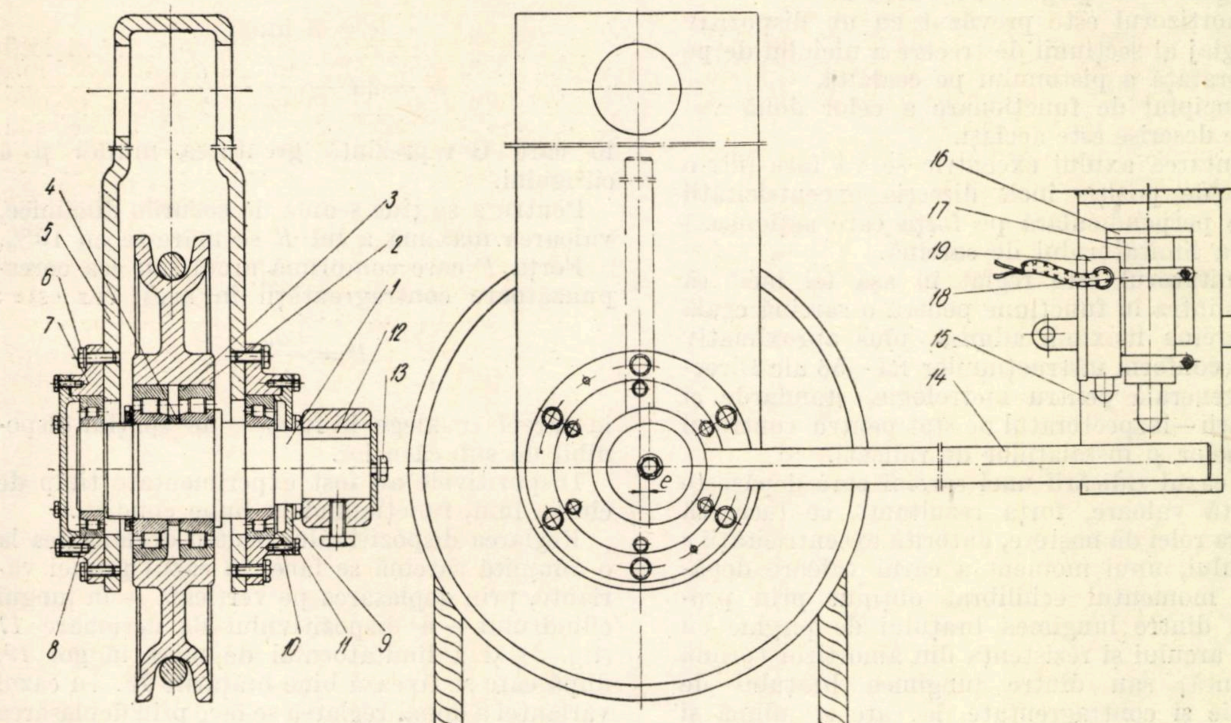


Fig. 3

Închiderea lagărelor, în vederea protejării împotriva prafului şi pentru păstrarea unsorii, se face cu ajutorul unor capace *9* şi al garniturilor *10*. Fixarea capacelor se face cu şuruburile *11*.

Dispozitivul limitator de sarcină a fost prevăzut cu urechea de fixare *5*, pentru a se crea posibilitatea adaptării lui la diferite poduri rulante, unde spaţiul din dreptul rolei de egalizare este redus. De asemenea, această ureche permite montarea limitatorului de sarcină şi la unele poduri la care sistemul de prindere a ramurii fixe a cablului de tracţiune este diferit.

Fixarea urechii pe cărucior trebuie făcută astfel, încît să nu se producă oscilaţii în plan vertical şi orizontal la ridicarea sarcinii.

Pe capătul excentric al arborelui ce iese în afara urechii, este fixată, cu ajutorul unei pene *12* şi al şurubului *13*, pîrghia cu bucşă *14*. Cealaltă extremitate a pîrghiei se reazemă în poziţie orizontală pe talpa inferioară a suportului *15*. Pe acest suport perpendicular pe axa pîrghiei, se fixează, prin intermediul cornierului cu aripi egale *16*, dispozitivul de acţionare şi amortizare *17*, care se compune dintr-un corp cilindric, filetat la ambele extremităţi. La partea superioară se înşurubează o bucşă de ghidaj, iar la cea inferioară, o piuliţă cu presetupă, prin care glisează un piston care presează asupra unui arc. În interiorul cilindrului se află ulei de transformator 2005 – STAS 811-54.

Limitatorul de mers în gol pentru maşini-unelte *19* se fixează de corpul cilindrului, prin intermediul unor brăţări *18*. Butonul acestui limitator trebuie să se găsească în acelaşi plan cu tija pistonului şi pîrghia cu bucşă *14*.

În cazul variantei a doua (fig. 3), pe pîrghia cu bucşă *1* se află montată o contragreutate *2*, care se fixează într-o anumită poziţie cu ajutorul şurubului *3*. Cealaltă extremitate a pîrghiei se reazemă în poziţie orizontală pe talpa inferioară a suportului *4*. Pe suport, perpendicular pe axa pîrghiei, se fixează, prin intermediul unui cornier cu aripi egale *5* şi al şuruburilor *6*, limitatorul de mers în gol pentru maşini-unelte *7*.

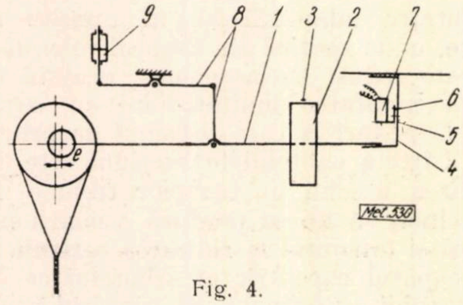


Fig. 4.

În vederea asigurării temporizării necesare şi a preîntîmpinării deplasării în salturi a sistemului în cazul şocurilor dinamice, amortizorul cu ulei *9* se leagă, prin intermediul unor piese şi pîrghii *8* de pîrghia cu bucşă *1*.

Amortizorul este prevăzut cu un dispozitiv de reglaj al secţiunii de trecere a uleiului de pe o suprafaţă a pistonului pe cealaltă.

Principiul de funcţionare a celor două variante descrise este acelaşi.

Montarea axului excentric se va face într-o astfel de poziţie încît direcţia excentricităţii să fie perpendiculară pe forţa care acţionează asupra limitatorului de sarcină.

Limitatorul este reglat în aşa fel încît să poată intra în funcţiune pentru o sarcină egală cu sarcina maximă admisă, plus aproximativ 10% (conform instrucţiunilor RI—58 ale Direcţiei generale pentru metrologie, standarde şi invenţii—inspectoratul de stat pentru controlul cazanelor şi instalaţiilor de ridicat).

În cazul ridicării unei sarcini care depăşeşte această valoare, forţa rezultantă ce lucrează asupra rolei dă naştere, datorită excentricităţii *e* a axului, unui moment a cărui valoare depăşeşte momentul echilibrat obţinut prin produsul dintre lungimea braţului de pîrghie cu forţa arcului şi rezistenţa din amortizor (prima variantă) sau dintre lungimea braţului de pîrghie şi contragreutate, la care se adună şi rezistenţa din amortizor (varianta a doua). În acest caz, depăşindu-se valoarea momentului, axul limitatorului se roteşte cu un unghi oarecare, rotind şi pîrghia care este solidară cu el. Capătul liber al pîrghiei apasă asupra butonului întreruptorului, deschizîndu-i contactele şi întrerupînd astfel circuitul electric de alimentare a motorului electric de ridicare.

În continuare se redă modul de calcul al limitatorului de sarcină în prima variantă, montat la Uzinele de utilaj chimic şi petrolier, pe un pod rulant a cărui capacitate maximă de ridicare este de 10 tf, în locul rolei de egalizare (fig. 1).

Tensiunea din cablu este T (fig. 5). În acest caz, asupra rolei de egalizare va lucra o forţă $R = 2\ T$. Deoarece fusul axului rolei este excentric faţă de centrul rolei, avînd o excentricitate *e* faţă de dispozitiv, ia naştere un moment $R.e$, care tinde să rotească pîrghia de lungime l, în sensul săgeţii. Acest moment este echilibrat de momentul dat de forţa P (care comprimă arcul dispozitivului de acţionare) cu braţul l.

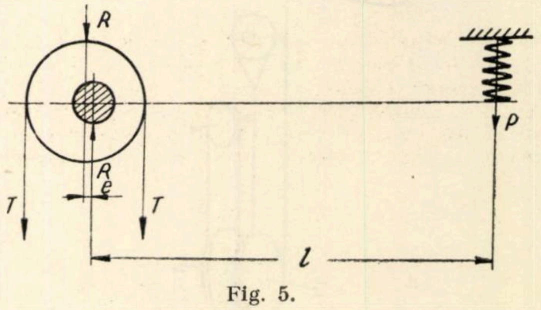


Fig. 5.

În vederea calculării dispozitivului, se determină următoarele date:

$$e = 3\ \text{mm};$$

$$R = 2T + \frac{2T}{10} + \frac{G}{2},$$

în care G reprezintă greutatea muflei şi a cîrligului.

Pentru a se ţine seamă de şocurile dinamice, valoarea maximă a lui R se măreşte cu 10%.

Forţa P care comprimă arcul sau cea corespunzătoare contragreutăţii în acest caz este:

$$P = \frac{e \cdot R}{l},$$

în care l se alege în funcţie de spaţiul disponibil de sub cărucior.

Dispozitivele au fost experimentate timp de cîteva luni, funcţionînd în bune condiţii.

Reglarea dispozitivului pentru declanşarea la o anumită sarcină se face, în cazul primei variante, prin deplasarea pe verticală — în lungul cilindrului — a dispozitivului de acţionare *17* (fig. 3) şi a limitatorului de mers în gol *19*, după care se fixează bine brăţările *18*. În cazul variantei a doua, reglarea se face prin deplasarea contragreutăţii în lungul tijei.

Întreţinerea acestor dispozitive este simplă. Periodic, la anumite intervale de timp, trebuie ca rola de egalizare (la podurile rulante unde această rolă nu se roteşte) să fie rotită cu cîteva grade, astfel încît să nu fie solicitată continuu aceleaşi role ale rulmentului. De asemenea, trebuie să fie asigurată ungerea rulmenţilor.

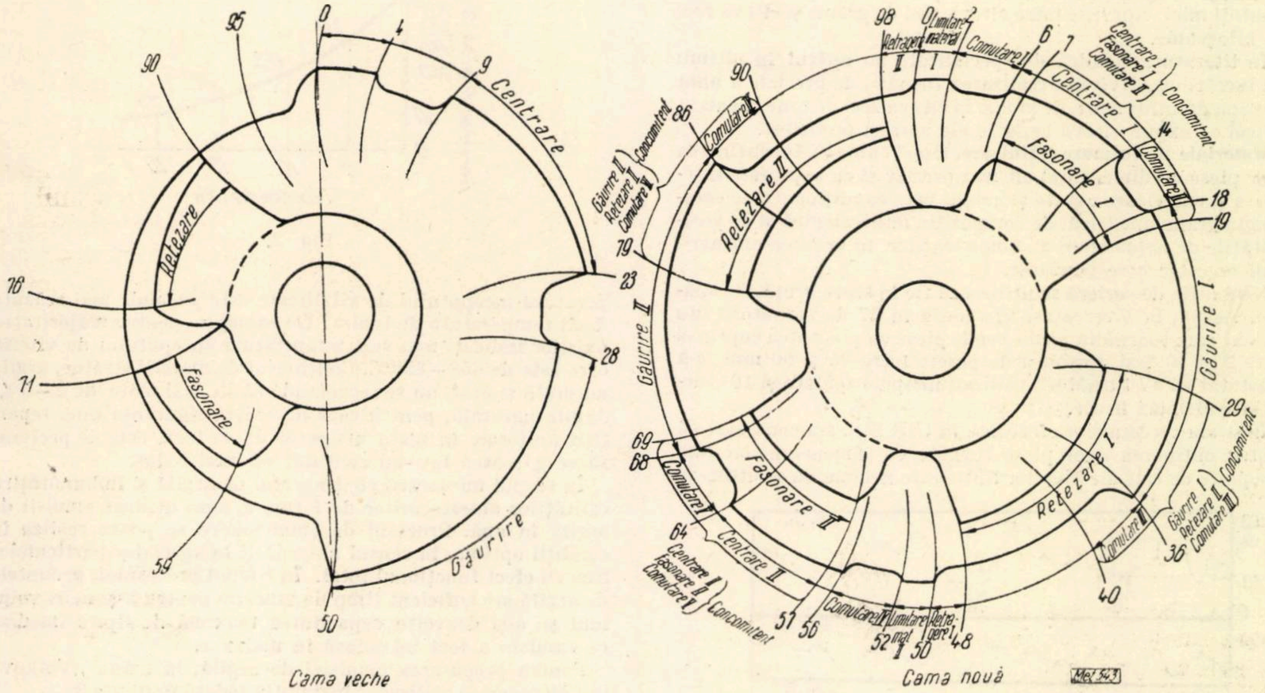
Invenţii

Realizarea suprapunerii operaţiilor pe camele-disc şi a avansului variabil pe strungurile automate, în vederea măririi productivităţii

Ing. HARALAMBIE GOMOIESCU şi ing. NICOLAE PALOŞANU
Întreprinderea „Electroaparataj"-Bucureşti

Tendinţa actuală este de a obţine de la maşinile-unelte indici de utilizare cît mai mari, pentru creşterea productivităţii muncii şi scăderea preţului de cost.

Pentru a realiza acest desiderat, ing. Gerbert Francisc, maistrul Grigorescu Ion şi reglorul Stancu Gheorghe, din atelierul de strungărie al întreprinderii „Electroaparataj"-Bucureşti, au propus înlocuirea camelor vechi existente la strungurile automate SKODA A 12, A 20 cu alte came-disc, prin folosirea cărora să se poată confecţiona două piuliţe, în loc de una,la o singură rotaţie a axului de comandă a camei.


95
0
4
9
Centrare
90
Retezare
16
11
fasonare
59
Găurire
50
23
28
98
0
Limitare material
Retragere I
Comutare II
6
7
Centrare I
Fasonare I
Comutare I
Concomitent
14
Centrare I
Comutare I
Fasonare I
18
19
Găurire I
29
Concomitent
Găurire I
Retezare II
Comutare II
36
Retezare I
Comutare II
40
Comutare II
Limitare material
Retragere I
52
50
48
57
56
Concomitent
Centrare II
Fasonare II
Comutare II
64
Centrare II
Fasonare II
Comutare I
68
69
Găurire II
79
Găurire II
Retezare I
Comutare II
Concomitent
86
Comutare I
Retezare II
90
Mel 343

Cama veche

Cama nouă

Fig. 1.

În construcţia camei noi s-au eliminat la maximum golurile, iar prin folosirea avansului variabil şi mărirea vitezei de aşchiere se pot executa două piuliţe la o rotaţie completă a camei.

La cama veche, împărţită în sutimi, operaţiile se succedau astfel : limitarea materialului, comutare, centrare, comutare, găurire, coborîrea şi comutarea capului revolver, fasonare, comutare, retezare şi apoi retragerea ; deci la o rotaţie a camei rezultă o piuliţă prelucrată.

La cama nouă, operaţiile sînt executate pe o jumătate de camă pentru o piuliţă şi pe cealaltă jumătate pentru a doua piuliţă.

Această mărire a productivităţii s-a putut realiza atît prin micşorarea intervalelor din camă pe care se produc operaţiile cît şi în special prin realizarea suprapunerii operaţiilor. Astfel centrarea, fasonarea şi comutarea a doua pentru prima piuliţă se execută concomitent (pe intervalul de 12 sutimi din camă), după care urmează găurirea primei piuliţe pe intervalul de 17 sutimi, timp în care începe şi retezarea care se termină pe intervalul pînă la 48 sutimi din camă. Deci pe intervalul de 48 sutimi s-a executat o piuliţă. În continuare se execută la fel şi cea de-a doua piuliţă, pe restul de 50 sutimi din camă.

Camele noi se folosesc pentru confecţionarea piuliţelor M3, M4, M5, M6, din bară exagonală de OL 38.

Avansul este variabil de la exterior spre interior, astfel încît secţiunea aşchiei rămîne constantă, cuţitul este uzat uniform, iar scăderea vitezei periferice este constantă prin avansul variabil. În cazul avansului constant, secţiunea aşchiei scade spre centrul piesei.

Cuţitul de fasonare este prevăzut cu o plăcuţă dură, iar pentru retezare se folosesc cuţite lamelare.

Aplicarea în producţie a acestei inovaţii duce la mărirea productivităţii muncii cu peste 100%. Astfel o singură maşină în şapte ore execută lucrul pe care îl executau două maşini în opt ore.

Durata de folosire a cuţitelor creşte de la 60 la 200 min.

Pentru obţinerea de rezultate bune în aplicarea acestei inovaţii este necesară o mare precizie în reglarea sculelor aşchietoare.

Documentare

CZ. 621.74.045

Turnarea de precizie a pieselor mijlocii şi mari

Ing. *Traian Şteflea*

Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini şi utilaje şi industria electrotehnică.

Una dintre sarcinile principale ale industriei constructoare de maşini este îmbunătăţirea continuă a tehnologiei de obţinere a pieselor turnate, care, datorită adaosurilor tehnologice, necesită un consum mare de metal şi un volum mare de muncă la prelucrarea prin aşchiere.

Sînt cunoscute realizările tehnice în domeniul turnării de precizie cu ajutorul modelelor fuzibile şi a formelor-coajă, care însă se aplică în domeniul obţinerii de piese turnate cu greutăţi mici, cuprinse între cîteva zeci de grame şi cîteva zeci de kilograme.

În literatura tehnică de specialitate au apărut în ultimii ani lucrări cu privire la realizarea turnării de precizie a unor piese cu greutăţi mari, de la una la cîteva zeci de tone. În acest articol se expun cîteva aspecte ale acestei probleme.

Materiale de formare şi finisare. După cum se ştie, obţinerea unor piese cu dimensiuni cît mai precise şi cu suprafeţe interioare şi exterioare curate şi netede este condiţionată de compoziţia granulometrică, de compoziţia mineralogică şi de posibilităţile de aglomerare a componenţilor în vederea obţinerii unui amestec corespunzător.

Nisipurile de carieră se utilizează fie în stare brută, fie spălate. Astfel, la o cercetare efectuată în 27 de turnătorii din S.U.A. care toarnă în forme crude piese cu greutatea cuprinsă între 2 şi 40 t şi grosimea de perete între 75 şi 90 mm, s-a constatat că 17 turnătorii utilizau nisipuri spălate şi 10 turnătorii nisipuri brute.

În urma cercetărilor efectuate în U.R.S.S. s-a constatat că pentru obţinerea unor piese turnate cu dimensiuni cît mai apropiate de cele ale pieselor finite este necesar să se utilizeze nisipuri cu granulaţie fină, 0,2/0,1 mm şi 0,1/0,06 mm, şi o compoziţie granulometrică care se poate concentra pe patru site. În acest caz, calitatea suprafeţei pieselor turnate este superioară (fig. 1); adîncimea de pătrundere a metalului în pereţii formei este minimă, iar refractaritatea şi permeabilitatea sînt satisfăcătoare.

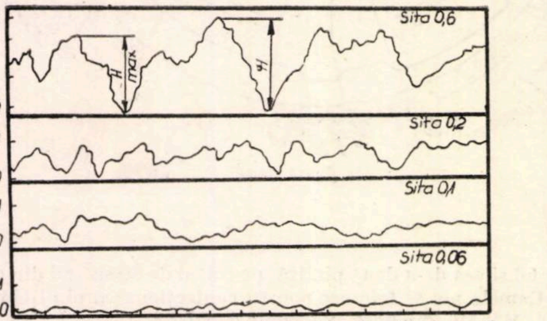


Fig. 1.

Pentru obţinerea unei calităţi superioare a suprafeţei pieselor turnate mari şi cu grosimi de pereţi cuprinse între 200 şi 900 mm, 75% din turnătoriile din S.U.A. şi Canada, la confecţionarea amestecurilor de model necesare turnării în forme crude, amestecă nisipul de carieră cu 2–16% marşalită. Prin acest procedeu se urmăreşte micşorarea porozităţii formei la suprafaţa de contact formă-metal, fapt care împiedică formarea crustei de contact şi asigură suprafeţe de calitate superioară.

Procedeul se poate aplica sub rezerva asigurării unei permeabilităţi minime necesare, deoarece marşalita modifică compoziţia granulometrică a nisipului cu care se amestecă, deplasînd-o spre zona structurilor fine, în timp ce permeabilitatea scade brusc (fig. 2).

Pentru a asigura amestecurilor de formare utilizate în turnarea de precizie o refractaritate ridicată, este necesar ca nisipurile de carieră să aibă un conţinut cît mai scăzut de feldspaţi (temperatura de topire 1000–1250°C), oxizi metalici de tipul : FeO, Fe_2O_3, Fe_3O_4, Na_2O, K_2O (temperatura de topire 1300–1500°C) şi silicaţi de magneziu (temperatura de topire 1200–1270°C). Acest lucru este necesar deoarece temperatura începutului de vitrificare este cu mult mai scăzută decît temperatura de topire. De exemplu, pentru majoritatea oxizilor indicaţi mai sus, temperatura începutului de vitrificare este de 658–850°C. Conţinutul de materii străine, argilă naturală şi praf, nu se recomandă să fie mai mare de 2–5%. Argila naturală, pentru care nu există siguranţa unei repartiţii uniforme în masa nisipului de carieră, este de preferat să se găsească într-un conţinut cît mai redus.

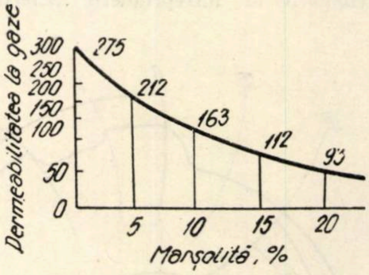


Fig. 2.

În scopul micşorării conţinutului de argilă şi îmbunătăţirii calităţilor amestecurilor de formare, s-au utilizat emulsii de argilă în apă. Procesul de emulsionare se poate realiza în condiţii optime, în sensul antrenării în special a particulelor fine cu efect funcţional total. În timpul procesului, grăuntele de argilă are suficient timp de umezire pentru a-şi mări volumul şi a-şi dezvolta capacitatea maximă de lipire imediat ce emulsia a fost introdusă în malaxor.

Pentru prepararea emulsiei de argilă, la uzina ,,Voikov" din Moscova se utilizează instalaţia redată în figura 3.

Bucăţile de argilă crudă sînt transportate, prin intermediul cuvei *5* şi al electropalanului *6*, în malaxorul orizontal *1*, alimentat cu apă din conductă şi în care se prepară emulsia.

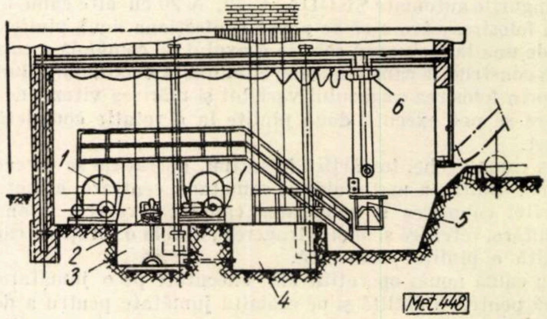


Fig. 3.

Pentru menţinerea continuă în stare de emulsie după preparare, emulsia este descărcată periodic în rezervorul *3*, prevăzut cu agitatorul cu palete *2*. Din agitator, emulsia este pompată printr-o conductă la amestecătoarele de nisip, unde este introdusă prin intermediul unui dozator special. Utilizarea emulsiei de argilă a îmbunătăţit mult condiţiile de igienă a muncii în turnătorie, prin eliminarea operaţiilor de uscare, măcinare şi sitare, asigurînd totodată condiţiile necesare pentru o turnare precisă.

În comparaţie cu argila, datorită proprietăţilor sale de liant, bentonita este folosită din ce în ce mai mult în turnătoriile din străinătate. Un conţinut de 4–5% bentonită asigură amestecurilor de formare calităţi superioare faţă de amestecurile cu un conţinut dublu de argilă.

Datorită acestor calităţi superioare, temperatura sa de vitrificare, relativ joasă, nu mai constituie o problemă.

Pentru amestecurile de model, în cazul pieselor mari din oţel, 75% din turnătoriile din S.U.A. folosesc exclusiv nisip nou şi bentonită pentru turnarea în forme crude. În tabela 1 se dă compoziţia bentonitei folosite în unele ţări.

Tabela 1

Elemente	Italia	R.P.U.	R.F.G.	R.P.R.		S.U.A.
				Rugi	Gura Sada	
SiO_2	61,28	60,67	57,24	60,58	59,63	60,0–63,0
CaO	0,96	1,99	1,88	2,60	2,21	0,8– 1,0
$Na_2O + K_2O$	2,63	1,72	1,64	1,20	1,09	2,7– 3,0

Bentonitele americane şi italiene sînt bentonite sodice, şi ca atare pot fi,după uscare şi măcinare, utilizate în stare naturală fără alte adaosuri.

Bentonitele din R. P. Ungară, R. F. Germană şi R. P. Romînă sînt de tipul bentonitelor calcice, şi ca atare, după uscare şi măcinare, trebuie să fie activate cu carbonat de sodiu, pentru a obţine rezultate optime.

Rezultatele obţinute cu o bentonită activată pot fi însă tot aşa de bune ca şi cele obţinute cu o bentonită naturală.

Pentru o cît mai bună utilizare, bentonitele trebuie măcinate astfel încît cel puţin 80% să treacă prin sita cu ochiuri de 0,06 mm.

Uscarea formelor confecţionate din amestecuri cu bentonită se execută la temperaturi mai joase, de circa 250°C.

Utilizarea răşinilor termoreactive în turnarea de precizie a pieselor mici prezintă o serie de dificultăţi, dintre care cea mai importantă este caracterul deficitar al acestor materiale. Din această cauză răşinile nu au fost folosite la turnarea de precizie a pieselor mijlocii şi mari.

Majoritatea cercetătorilor în problema turnării de precizie a pieselor mijlocii şi mari recomandă forme şi miezuri avînd ca liant sticla solubilă.

În general se recomandă să se folosească soluţii de sticlă solubilă cu greutatea specifică între 1,4 şi 1,55 g/cm^3 şi modulul cuprins între 2,3 şi 2,8.

Pentru a se putea folosi amestecuri argiloase, în U.R.S.S. se utilizează soluţii cu moduli ceva mai mici (adaos de NaOH), ceea ce asigură o rentabilitate deosebită.

Pentru piese mari se utilizează mai puţin întărirea exclusiv prin CO_2. De cele mai multe ori procesul de întărire cu CO_2 se completează printr-o uscare (concomitentă sau ulterioară). În unele cazuri s-a renunţat complet la întărirea prin CO_2, utilizîndu-se uscarea lentă la aer liber sau în cuptor.

În tabelele 2, 3, 4 şi 5 sînt arătate amestecurile folosite la turnarea pieselor mijlocii şi mari în U.R.S.S. (tabela 2), S.U.A. (tabela 3), R.D.G. (tabela 4) şi R.F.G. (tabela 5).

Folosind aceste amestecuri, în ţările menţionate se toarnă în mod curent piese din oţel cu greutatea cuprinsă între 2 şi 40 t şi grosimi de perete între 50 şi 600 mm (şasiuri de locomotivă şi vagoane: 20–40 t şi 100–250 mm grosime; cilindri pentru prese: 3–10 t şi 300–600 mm grosime; caje de laminor: 5–10 t şi 250–300 mm grosime; turbine: 15 t şi 380–600 mm grosime; volanţi etc.).

În R.D.G. se foloseşte pentru turnarea pieselor mari din oţel pentru vagoane (roţi, inimi, traverse, grinzi etc.) amestecul arătat în tabela 4.

Pentru turnarea de precizie avansată a pieselor mari şi mijlocii în R.F.G. se folosesc amestecurile arătate în tabela 5. Aceste amestecuri se întăresc prin uscare la aer. În R.F. Germană există tendinţa de a se elimina întărirea prin CO_2 la formele şi miezurile voluminoase.

Pudra contra aderenţelor cu cea mai largă utilizare în turnătoriile de oţel este în special făina de cuarţ (marşalita), care se foloseşte atît în amestec cît şi ca strat izolator. Grăunţii de marşalită se topesc la temperatura de 1710°C şi deci rezistă la temperaturile normale de turnare.

Tabela 2

%	I	II	III	IV	V	VI
Nisip cuarţos	95–97	100	70–85	50–70	95–97	50–70
Amestec utilizat regenerat	—	—	—	30–50	—	30–50
Argilă	3–5	—	—	—	3–5	—
Marşalită	—	—	15–30	—	—	—
Sticlă solubilă (1,45–1,5 şi modulul 2,6–2,7)	6–7	6–7	6–7	6–7	6–7	6–7
Sodă caustică soluţie 10%	0,5–1,5	0,5–1,5	0,5–1,5	0,5–1,5	0,5–1,5	0,5–1,5
Smoală de lemn	—	—	—	—	2–3	2–3
Apă	3–4,5	3–4,5	3,5–5	3,5–5	3–4,5	3,5–5
Rezistenţa la compresiune, în kgf/cm^2, pe epruvete prin care s-a suflat CO_2, timp de 60 s	12	10	16	14	12	14
Permeabilitate	150	200	90	80	120	70

Tabela 3

%	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
Nisip de carieră	Rest	Rest	Rest	Rest	35,2	19,8	29,4	—
Amestec utilizat regenerat	—	—	—	—	62,8	79,0	58,8	94,8
Bentonită	4,8	2,2	4,7	5,3	1,7	0,9	2,4	3,5
Argilă	—	—	—	—	—	—	1	0,7
Liant amilaceu	0,85	0,5	0,3	1,7	0,3	0,3	0,6	0,4
Leşie sulfitică	—	—	—	1,1	—	—	—	—
Marşalită	—	2,2	16	—	—	—	7,8	—
Apă	4	3,5	6,5	4,5	3,2	3,8	4,5	5
Rezistenţă la crud, gf/cm^2	507	457	576	457	457	471	633	492
Permeabilitate	125	175	70	95	150	180	105	140

În U.R.S.S. se utilizează la turnarea pieselor mari din fontă cenuşie vopsele pentru forme şi miezuri pe bază de grafit, cocs şi antracit.

Tabela 4

Nisip cuarţos 0,3/0,1	97,5 %
Argilă	2,5 %
Sticlă solubilă (1,48—1,52 şi modulul 2,5—2,7)	8—10 %
Apă	3—4,5 %
Rezistenţa la uscat în aer	15 kgf/cm²
Permeabilitate	150

Tabela 5

	Piese mijlocii fontă	Piese mari fontă	Oţel I	Oţel II
Nisip silicios	52	60	60	59
Amestec regenerat	36	30	30	30
Argilă	2	2	—	4
Bentonită	—	—	3	—
Praf de cărbune de piatră	4	3	—	—
Sticlă solubilă (1,43—1,5 şi modulul 2,6—2,8)	6	5	7	7

De asemenea s-au folosit cu succes suspensii de 25% pudră de talc şi 75% pulbere de grafit.

La turnarea pieselor mari în forme crude, tot în U.R.S.S. s-a utilizat cu succes aplicarea unui strat de azbest cu grosimea de 1 mm la contactul metal-formă. După turnare şi dezbatere, curăţarea pieselor s-a rezumat la îndepărtarea azbestului cu perii metalice. S-au obţinut piese de o înaltă precizie dimensională şi cu suprafeţe foarte curate, verificîndu-se astfel calităţile azbestului: inactivitate chimică şi refractaritate înaltă.

În R.D. Germană se utilizează la turnarea pieselor cu precizie dimensională amestecuri de model compuse din şase părţi nisip cuarţos, o parte ciment (Portland) şi avînd 8% umiditate. Forma se usucă la aer timp de 1—3 zile şi i se aplică o vopsea din 66% grafit, 33% talc şi 1% dextrină.

În U.R.S.S. se cercetează în ultimul timp posibilitatea înlocuirii nisipului din amestecurile de formare cu grafit pregătit prin sfărîmare, sitare şi aglomerare cu argilă refractară sau bentonită. Acest amestec, cu caracteristici fizico-mecanice corespunzătoare amestecurilor de nisip, prezintă în plus pentru turnarea de precizie inerţie chimică, refractaritate şi avantajul că nu este umectat de metalul lichid.

În turnătoriile din străinătate, pentru turnarea pieselor mari de oţel şi fontă se utilizează ca separator făina de zirconiu, fin măcinată, de culoare alb curat şi cu greutate specifică ridicată, circa 2,7. Compoziţia acestui material este: $SiO_2 = 35\%$; $ZrO_2 = 65\%$, deci un silicat de zirconiu pur.

Îmbunătăţirea preciziei de turnare a pieselor mari implică, în vederea executării cît mai precise a operaţiilor de formare, o serie de modificări importante în concepţia utilajului clasic: modele, cutii de miez, rame de formare.

Realizarea din turnare a unor cote cît mai precise a necesitat concepţii tehnologice noi, arătate mai sus, dintre care o parte şi-au găsit aplicabilitate la nivel industrial.

Folosirea modelelor demontabile. Înclinaţiile şi conicităţile pereţilor se pot înlătura prin construirea unui model demontabil, la care după formare se extrage partea centrală, iar părţile marginale, prinse în coadă de rîndunică, se îndepărtează lateral de peretele formei şi se extrag, aşa cum se vede în figura 4.

Întărirea chimică pe dispozitiv. Întărirea pe cale chimică a amestecurilor de formare şi miezuire cu sticlă solubilă, înainte de scoaterea modelelor sau de demontarea cutiei, constituie cel mai important pas spre realizarea turnării de precizie a pieselor mijlocii şi mari.

Folosirea miezurilor-coajă. Pentru economisirea amestecului de miezuire a CO_2, ca şi pentru uşurarea dezbaterii, s-a trecut la executarea pe scară largă a miezurilor-coajă, în locul celor masive. La executarea unei piese cu greutatea de 13 t s-a constatat că un miez-coajă cu grosimea peretelui de 150 mm a putut rezista presiunii metalului, la fel ca miezul masiv utilizat în tehnologia obişnuită şi care avea diametrul de 1 200 mm.

Forme-coajă pentru piese mari. În turnătoriile cu producţie individuală sau de serie mică, formele obişnuite se înlocuiesc prin forme-coajă. În locul ramei de formare se aşază în jurul modelului un cadru special de înălţime mică, care serveşte la manipularea comodă a cojii. În U.R.S.S. s-au turnat piese din oţel în greutate de 12 t în două forme-coajă, avînd fiecare dimensiunile 2 900 × 1 500 × 900 mm. Cadrul se întăreşte cu armătură din sîrmă de 8—12 mm.

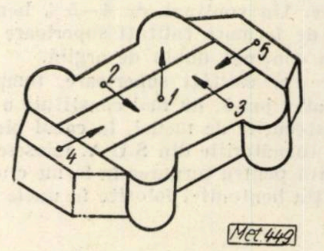


Fig. 4.

Mecanizarea procesului poate fi realizată prin presarea formelor-coajă de dimensiuni mari prin intermediul maşinilor cu diafragmă de cauciuc. Se pot utiliza atît modele metalice cît şi modele de lemn (fig. 5).

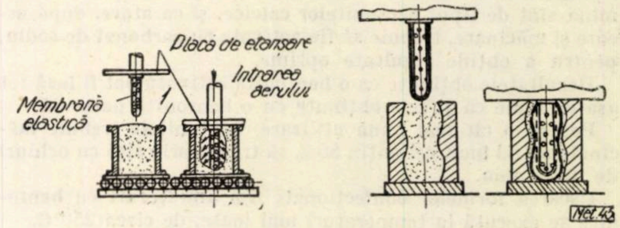


Fig. 5.

Folosirea modelelor, plăcilor-model şi cutiilor de miez din materiale plastice. În ultimul timp, pentru confecţionarea modelelor, plăcilor de model şi cutiilor de miezuri se folosesc pe scară largă masele plastice, şi anume răşinile epoxidice.

Procese tehnologice. Procesele tehnologice pentru obţinerea pieselor mijlocii şi mari cu precizie avansată pot fi clasificate în două grupe:

— procese tehnologice care concomitent cu elementele clasice utilizează elemente noi, deci procese tehnologice mixte;

— procese tehnologice complet noi.

Din prima categorie de procese tehnologice mixte se pot da ca exemplu tehnologiile arătate în continuare:

— **Tehnologia de turnare a batiurilor şi meselor pentru maşini-unelte** (fig. 6). Plecînd de la ideea că batiurile şi, în general, mesele pentru maşinile-unelte de rabotat, de alezat, strunguri etc. au de obicei o formă de paralelipiped, cu dimensiuni de gabarit de 3—10 m lungime, 0,8—4 m lăţime şi peste 1 m înălţime, a fost introdus în practica turnătoriilor din U.R.S.S. şi R.D.G. un proces tehnologic avansat, care realizează piese cu precizii dimensionale mult superioare.

Principiul acestei metode constă în executarea separat a fiecărei suprafeţe, a formei de turnare pe o placă-model cu coordonate şi asamblarea tuturor acestor suprafeţe într-o formă paralelipipedică precisă.

— **Tehnologia de turnare a unui portlagăr pentru laminor** (fig. 7). S-a adoptat o tehnologie nouă de formare mecanică cu miez-coajă. Pentru obţinerea unei precizii înalte a piesei turnate s-a utilizat întărirea chimică a formelor înaintea scoaterii modelului şi un model demontabil, fără înclinaţii de formare. Dimensiunile adaosului de prelucrare s-au redus cu 25—60%.

Partea superioară şi cea inferioară s-au executat cu un model demontabil pe o maşină de format cu un strat de amestec de model de 40—50 mm, confecţionat cu sticlă solubilă. Restul spaţiului s-a completat cu amestec de umplere obişnuit. Prin ţevi cu diametrul de 8 mm, prin orificii la intervale de 120—150 mm, s-a insuflat CO_2 numai în stratul de amestec de model. După întărire, modelul demontabil a fost scos, aşa

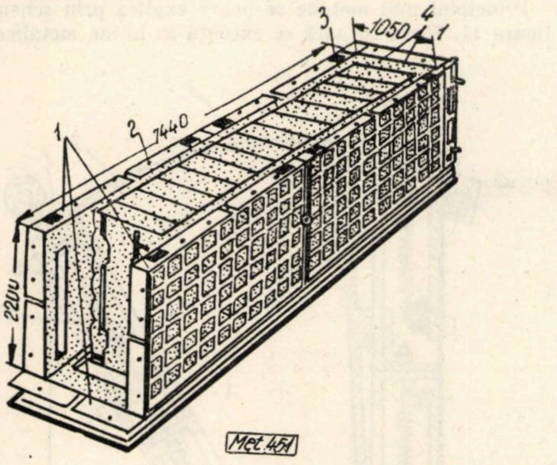


Fig. 6.

după cum se vede în figura 7, întîi partea centrală, apoi părţile laterale, fără a se deteriora forma.

Miezul central a fost executat în formă de coji cu grosimea de 175 mm şi întărit cu CO_2 înainte de demontarea cutiei. Canalele au fost executate folosindu-se vergele metalice care au fost extrase după îndesarea amestecului.

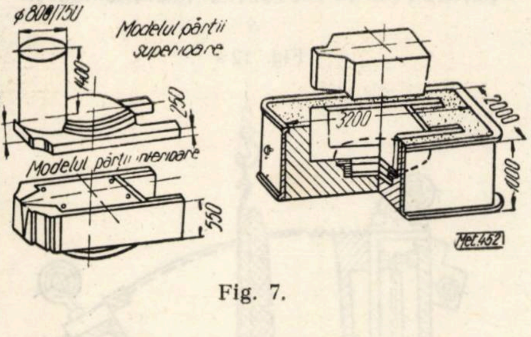


Fig. 7.

Procese tehnologice complet noi. Din grupa proceselor tehnologice complet noi pentru turnarea de precizie a pieselor cu dimensiuni mijlocii şi mari, citim următoarele tehnologii :

— **Turnarea pieselor de dimensiuni mari cu modele fuzibile.** Centrul de proiectare al Institutului „Ghidromaşinostroenie" a elaborat un proces tehnologic nou pentru turnarea cu modele fuzibile a pieselor mari. În ceea ce priveşte simplitatea şi utilajul folosit, acest proces tehnologic este accesibil oricărei turnătorii, apropiindu-se din punct de vedere economic de metodele de turnare obişnuite.

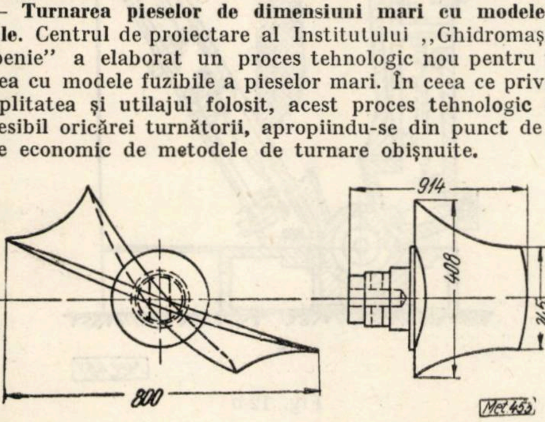


Fig. 8.

În figura 8 este arătată schiţa paletei unui rotor de pompă 40 PRV-60, turnată după acest procedeu. Formele de presare au fost executate din ipsos după un model din lemn lucrat cu mare îngrijire, chituit, grunduit şi vopsit de două ori cu lac rezistent la umezeală. La calculul dimensiunilor modelului s-a ţinut seamă de contracţia totală a topiturii de ceară, ipsosului şi metalului piesei turnate.

Forma de presare se compune din două jumătăţi. Pentru fiecare jumătate a formei s-au executat cadre de lemn rigide, cu o carcasă de sîrmă, avînd diametrul de 5—8 mm (fig. 9).

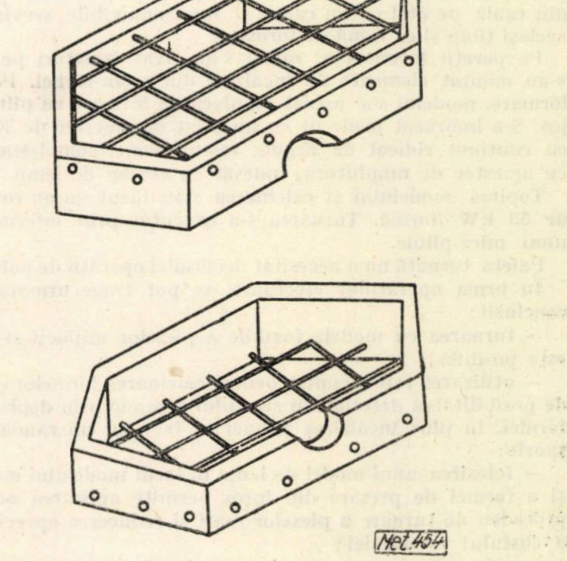


Fig. 9.

Formele de presare din ipsos au fost obţinute prin imprimare (fig. 10), folosindu-se ipsos de construcţie cernut.

După uscare, suprafaţa interioară a formei de presare s-a vopsit de două ori cu vopsea Nitro, care a acoperit porii ipsosului contra pătrunderii amestecului de model topit, formînd o peliculă de protecţie lucioasă şi netedă. Forma a fost apoi unsă cu ulei de transformator şi asamblată în poziţie verticală pentru umplerea cu compoziţie de model.

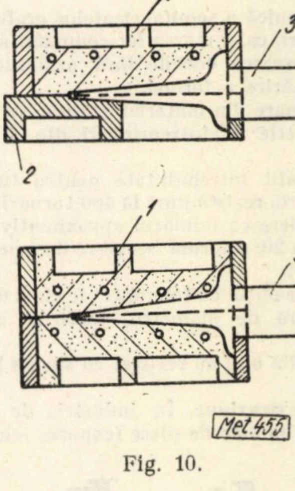


Fig. 10.

Pentru a obţine o contracţie minimă s-a utilizat o compoziţie de model conţinînd 50% stearină calitatea întîi şi 50% parafină. Masa de compoziţie topită la temperatura de 100—120°C s-a filtrat, s-a răcit la 75—80°C şi s-a turnat într-un amestecător pentru a se putea omogeniza şi răci suplimentar pînă la temperatura de 60—70°C. După aceea s-a turnat în forma modelului, lăsîndu-se să se răcească 12—14 ore. Modelul s-a curăţat cu netezitoare şi a fost acoperit cu opt straturi de amestec refractar în grosime totală de 3 mm. Primul strat s-a depus prin turnare, iar următoarele prin vopsire cu o pensulă moale.

La alcătuirea compoziției refractare s-au adoptat următoarele procente de greutate:

- silicat de etil hidrolizat 35—45;
- praf de cuarț (80% sub 0,06) 65—55.

După aplicarea vopselei refractare, modelul s-a uscat timp de 4—6 ore la temperatura de 16—25°C. Pentru topirea modelului și calcinare, s-a folosit un cuptor special, confecționat din tablă de oțel cu un capac și fund amovibile, servind în același timp și ca ramă de formare.

Pe pereții interiori ai ramei s-au fixat izolatori pe care s-au montat elemente de încălzire din crom-nichel. Pentru formare, modelul s-a așezat pe placa de formare cu pîlnia în jos. S-a îmbrăcat modelul cu un strat de amestec de 30 mm cu conținut ridicat de argilă, restul formei completîndu-se cu amestec de umplutură, îndesat cu ciocan de lemn.

Topirea modelului și calcinarea s-au făcut cu un consum de 53 kWh/formă. Turnarea s-a executat prin intermediul unui miez-pîlnie.

Paleta turnată nu a necesitat decît mici operații de polizare.

În urma operațiilor efectuate, se pot trage următoarele concluzii:

— turnarea cu modele fuzibile a pieselor mijlocii și mari este posibilă;

— utilizarea ramei-cuptor pentru calcinarea formelor exclude posibilitatea deteriorării stratului ceramic prin deplasarea formei, în plus încălzirea formei se face cu un randament sporit;

— folosirea unui model de lemn în locul modelului metalic și a formei de presare din ipsos permite aplicarea acestui procedeu de turnare a pieselor mari și reducerea apreciabilă a costului producției;

— prin aplicarea cu pensula a stratului refractar se reduce în mod simțitor consumul de alcool și silicat de etil.

— calculul costului de turnare a pieselor realizate cu modele fuzibile permite să se tragă concluzia că procesul tehnologic descris este economic și poate fi recomandat pentru practică.

Turnarea în forme de grafit. Semifabricatele din material grafitat se prelucrează ușor cu sculele așchietoare, obținîndu-se astfel forme de turnare cu configurația prescrisă și de înaltă precizie.

Rezistența mecanică a semifabricatelor grafitate la temperaturi joase și mari, ca și marea lor compactitate dau posibilitatea să se folosească cochile fără armătură metalică și dispozitive de întărire a formei.

Formele de turnare din material grafitat se întrebuințează cu succes la o serie de întreprinderi din U.R.S.S. și din alte țări.

Formele de grafit întrebuințate pentru turnarea roților de vagoane de marfă rezistă pînă la 400 turnări fără restrunjire. Avînd în vedere că numărul aproximativ de restrunjiri poate să ajungă la 20, o formă servește deci pentru obținerea pînă la 8 000 roți.

Roțile turnate se obțin cu toleranțe de circa 0,5 mm la toate dimensiunile, afară de diametru, unde se admit variații pînă la 2 mm.

Roțile turnate din oțel au rezistat cu succes la o exploatare de lungă durată.

Turnarea prin extruziune. În industria de automobile și avioane, un mare număr de piese (capace, jaluzele, panouri, capote, aripi, părți din fuzelaj și altele) se execută în prezent prin ambutisare din tablă și laminate, necesitînd un mare volum de muncă și folosirea unor utilaje puternice și costisitoare. Metoda de turnare prin expulzarea plusului de metal topit (E. S. Stebakov) permite să se obțină asemenea piese printr-o metodă de turnare simplă și ieftină.

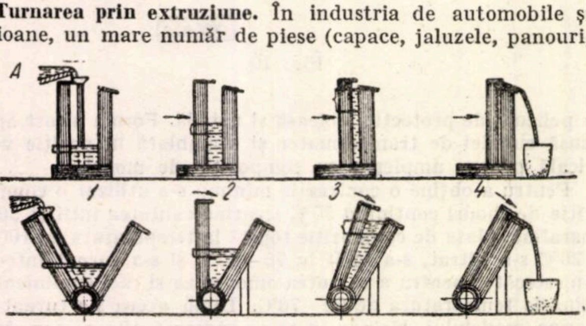


Fig. 11.

Principiul noii metode se poate explica prin schema din figura 11. Piesa turnată se execută în forme metalice, care

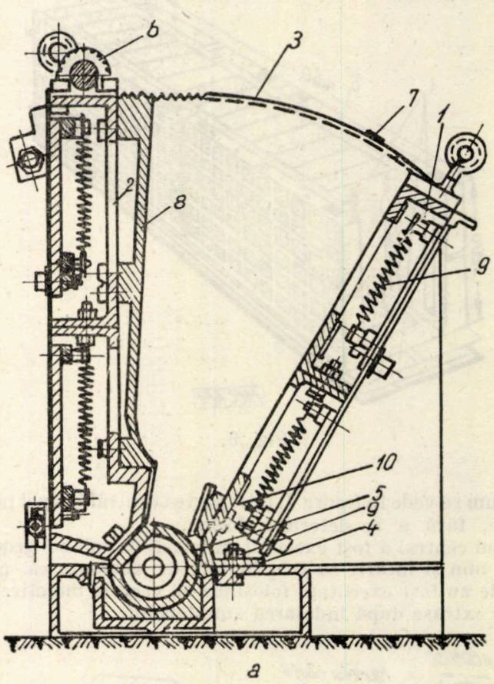


Fig. 12 a

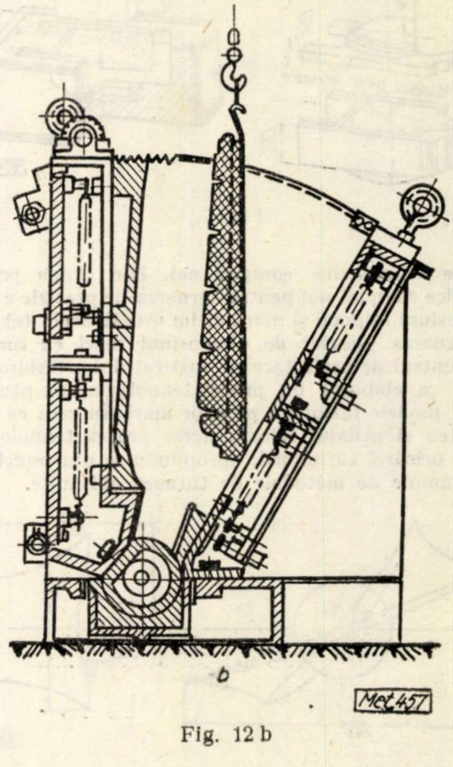


Fig. 12 b

se pot apropia una de alta și dintre care una sau amîndouă pot fi căptușite atunci cînd trebuie să se obțină o piesă profilată mai mult sau mai puțin complicată. Forma mobilă se poate apropia de cealaltă mișcîndu-se paralel sau rotindu-se împreună cu axul tubular.

Procesul de obținere a piesei turnate se poate împărți în patru etape:

în partea inferioară a instalației, compusă din matrița fixă și cea mobilă, se toarnă o cantitate de metal egală cu greutatea piesei și cu un oarecare adaos tehnologic;

— apropierea matrițelor și umplerea treptată a formei cu aliaj;

— cristalizarea aliajului pe pereții formei și începerea procesului de expulzare a plusului de aliaj topit din formă;

— îndepărtarea crustelor de aliaj formate pe pereții formei și extragerea piesei turnate.

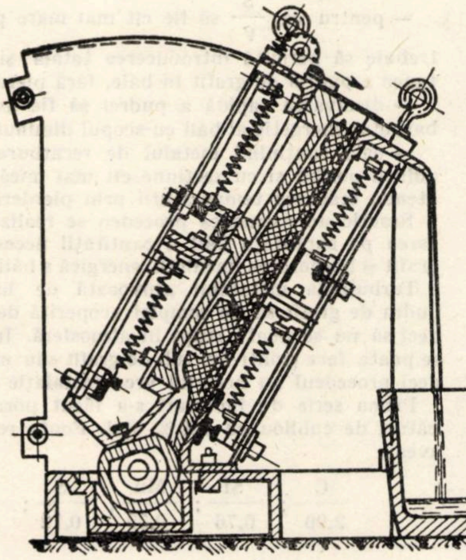


Fig. 12 c

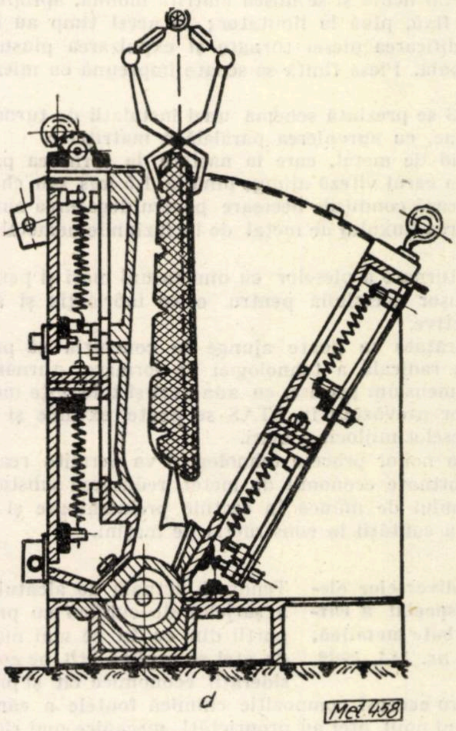


Fig. 12 d

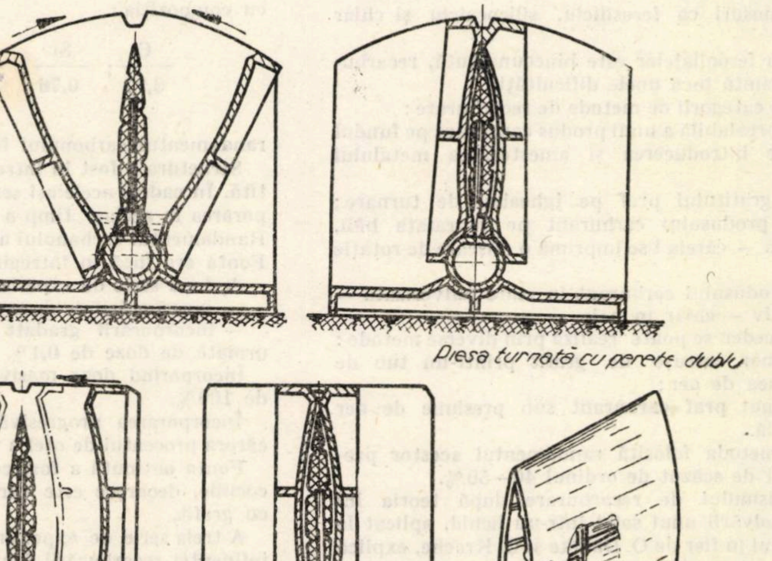


Fig. 13.

În figura 12 este arătată mașina de turnare prin extruziune pregătită în vederea turnării. Matrița fixă *1* și matrița mobilă *2* sînt prevăzute cu elementele de încălzire *9*, care permit preîncălzirea matrițelor la temperatura necesară. Matrița fixă are la partea inferioară un dispozitiv pentru așezarea unui miez.

Matrița mobilă este îmbinată cu adaosul *8*, în care se profilează peretele exterior al piesei turnate. Matrița mobilă este prevăzută de asemenea cu elemente de încălzire și este solidară cu axul tubular *4*, la rotirea căruia matrițele se apropie una de cealaltă. În poziția inițială, între matrița

fixă şi cea mobilă există în partea lor inferioară colectorul de metal *10*, cu etanşarea *5*, în care se toarnă porţia respectivă de metal.

Apropierea matriţelor se realizează cu ajutorul mecanismului de rotire *6*, pînă la limitatorul *7*.

După aşezarea miezului în formă se începe umplerea colectorului cu metal lichid şi se mişcă matriţa mobilă, apropiindu-se de cea fixă, pînă la limitator; în acest timp au loc simultan solidificarea piesei turnate şi expulzarea plusului de metal în oală. Piesa finită se scoate împreună cu miezul din maşină.

În figura 13 se prezintă schema unei instalaţii de turnare prin extruziune, cu apropierea paralelă a matriţelor.

Fluxul rapid de metal, care ia naştere la turnarea prin extruziune şi a cărui viteză ajunge pînă la 1,5 m/s sau chiar mai mult, creează condiţiile necesare pentru degazarea automată şi epurarea fluxului de metal de incluziunile nemetalice uşoare.

Metoda de turnare a pieselor cu dimensiuni mari şi pereţi subţiri este uşor accesibilă pentru orice fabricaţie şi are multe perspective.

Din cele arătate se poate ajunge la concluzia că prin îmbunătăţirea radicală a tehnologiei de formare, turnarea de piese cu dimensiuni precise, cu adaosuri şi toleranţe mult inferioare celor prevăzute în STAS se poate extinde şi la executarea pieselor mijlocii şi mari.

Introducerea noilor procese tehnologice va permite realizarea de importante economii de metal, reducerea substanţială a volumului de muncă în secţiile prelucrătoare şi o îmbunătăţire a calităţii în construcţia de maşini.

Încorporarea diverselor elemente şi în special a carbonului într-o baie metalică. În: *Fonderie, nr. 183, 1962.*

Tendinţa actuală de alcătuire a şarjelor de cubilou cu proporţii din ce în ce mai mari de oţel se explică atît pe consideraţii economice cît şi prin faptul că pentru aceeaşi compoziţie chimică fontele a căror şarje conţin mai mult oţel au proprietăţi mecanice mai ridicate. Inconvenientul cel mai pregnant al fontelor astfel elaborate este slaba lor carburare, ceea ce determină necesitatea folosirii unor adaosuri ca ferosiliciu, silicocalciu şi chiar grafit.

Dacă inocularea feroaliajelor este binecunoscută, recarburarea fontelor prezintă încă unele dificultăţi.

Se cunosc patru categorii de metode de recarburare:

— depozitarea prealabilă a unui produs carburant pe fundul oalei, urmată de introducerea şi amestecarea metalului lichid;

— proiectarea grafitului praf pe jgheabul de turnare;

— depozitarea produsului carburant pe suprafaţa băii, într-o oală specială — căreia i se imprimă o mişcare de rotaţie excentrică;

— injectarea produsului carburant în stare pulverizată — printr-un dispozitiv — chiar în baie.

Acest ultim procedeu se poate realiza prin diverse metode:

— injectarea unor cartuşe de grafit printr-un tub de grafit sub presiunea de aer;

— insuflarea unui praf carburant sub presiune de aer într-o oală specială.

Indiferent de metoda folosită randamentul acestor procedee era suficient de scăzut de ordinul 40—50%.

Studiul mecanismului de recarburare după teoria lui Nernst asupra disolvării unui solid într-un lichid, aplicat la disolvarea grafitului în fier de O. Dahlke şi O. Krache, explică acest randament scăzut chiar în cazul procedeului de injectare a prafului de grafit în fontă.

Conform acestei teorii viteza de recarburare pentru o temperatură dată este:

$$v = e^{-\frac{D}{\delta}\frac{S}{V}t}$$

şi depinde deci de patru factori esenţiali:

D — coeficientul de difuzie cu valoare constantă pentru o anumită temperatură;

S — suprafaţa de contact a grafitului cu baia;

V — volumul băii;

δ — grosimea stratului de lichid în care se face difuzia;

t — timpul în secunde.

Din studiul formulei se vede că pentru mărirea randamentului trebuie să se micşoreze valoarea δ şi să se mărească valoarea raportului $\frac{S}{V}$.

În afară de aceasta trebuie avut în vedere valoarea carbonului echivalent; cu cît aceasta va fi mai apropiată de 4,3%C, oricare ar fi procedeul, randamentul este scăzut.

Un procedeu industrial de recarburare pentru a permite asigurarea unui randament ridicat, trebuie să ţină seama de consideraţiile teoretice care reies din formula de mai sus. Adică:

— pentru ca $\frac{S}{V}$ să fie cît mai mare posibil, procedeul trebuie să permită introducerea totală şi aproape instantanee a pudrei de grafit în baie, fără pierderi în atmosferă;

— dizolvarea rapidă a pudrei să fie asigurată printr-un barbotaj energetic al băii cu scopul diminuării stratului „δ";

— oala conţinînd metalul de recarburat să fie cît mai adîncă posibil şi cu secţiune cît mai mică posibil pentru a atenua scăderea temperaturii prin pierderi de radiaţie.

Practic un asemenea procedeu se realizează prin depozitarea pe suprafaţa băii a cantităţii necesare de pudră de grafit şi barbotarea imediată, energică a băii cu azot (circa 2').

Turbulenţa metalului provocată de barbotare face ca pudra de grafit să fie complet acoperită de metalul lichid şi deci să nu se poată risipi în atmosferă. Insuflarea azotului se poate face printr-un tub de grafit sau material refractar, deci procedeul nu necesită vreo instalaţie specială.

Prima serie de încercări s-a făcut pornind de la încărcături de cubilou cu 100% oţel. Fonta retopită în creuzet avea:

$$\frac{C}{2{,}96};\ \frac{Si}{0{,}76};\ \frac{Mn}{0{,}39};\ \frac{S}{0{,}12};\ \frac{P}{0{,}04}\%;$$

fiind albă chiar în probe cu diametrul de 50 mm. După recarburare (prin barbotarea cu azot 2' la un debit de 20 l/min) fonta a fost cenuşie chiar în probe cu diametrul de 22 mm, cu compoziţia:

$$\frac{C}{3{,}72};\ \frac{Sr}{0{,}76};\ \frac{Mn}{0{,}39};\ \frac{S}{0{,}12};\ \frac{P}{0{,}04}\%;$$

randamentul carbonului fiind 100%.

Structura a fost în întregime perlitică şi lipsită de cementită. În cadrul aceleiaşi serii de experienţe s-a încercat încorporarea în acelaşi timp a grafitului şi ferosiliciului (95%Si). Randamentul carbonului a fost 100%, iar al siliciului 97,5%. Fonta era încă în întregime cenuşie şi perfect prelucrabilă.

A doua serie de experienţe a avut ca scop studiul:

— încorporării de doze masive de carbon de ordinul 2% şi

— încorporării gradate în doze de 0,6—0,7% carbon urmată de doze de 0,1% carbon.

Încorporînd doze masive randamentul carbonului a fost de 100%.

Încorporarea progresivă s-a făcut la şarje în încărcătura cărora procentul de oţel a variat între 20—100% oţel.

Fonta obţinută a fost cenuşie perlitică chiar la turnări în cochile, deoarece este vorba aici de o adevărată inoculare cu grafit.

A treia serie de experienţe a fost făcută cu scopul studierii influenţei recarburării fontei cu Cr. Fonta iniţială conţinea 0,94% Cr şi 2,84%C. După tratament s-a obţinut o fontă cu structură perlitică şi o reţea de carburi complexe pe marginile grăunţelor. Procentul de carbon a crescut cu 0,76%.

O a patra serie de experienţe a fost făcută pentru studierea posibilităţii dizolvării carburii de siliciu în fontă.

După cum se ştie aceasta este un produs refractar prin excelenţă deci se disolvă foarte greu. Prin depozitarea pudrei de carbură de siliciu pe suprafaţa băii şi barbotarea cu azot s-a obţinut o creştere a conţinuturilor de carbon şi siliciu de 0,30% şi respectiv 0,67%.

În concluzie, fontele recarburate prin acest procedeu au fost întotdeauna perlitice, chiar în cazul cînd ele erau puternic hipereutectice.

Studiul proprietăţilor fontelor recarburate a arătat că fluiditatea acestor fonte este ameliorată, iar sensibilitatea la călire scade considerabil. În ceea ce priveşte proprietăţile mecanice ale fontelor recarburate, mai ales în domeniul conţinuturilor înalte de carbon, sînt mai bune decît acelea ale fontelor clasice.

Încercările industriale ale acestui procedeu au fost făcute pe oale de 800—900 kg. Dizolvarea carbonului s-a făcut cu un randament de 90%. Fluiditatea fontei obţinută a fost aşa de bună că a permis turnarea unor piese mici cu grosime minimă de 5 mm.

Structura chiar la fontele hipereutectice a fost perlitică. Observaţiile precedente rezumă caracteristicile esenţiale ale acestui procedeu de recarburare a fontelor, bazat pe principiul barbotării energice a băii printr-un curent de gaz neutru, în prezenţa grafitului depozitat în prealabil pe suprafaţă. În plus lucrarea nu necesită un aparataj complicat; procedeul dă posibilitatea folosirii încărcăturilor celor mai economice, a adoptării unui pat de fuziune unic pentru toate fabricaţiile, pentru că datorită recarburării se pot obţine fonte de calitate superioară.

Afinarea fontei prin electroliza zgurei.

Homma, M., Hashimoto, Y., Miata, A. În: *Fonderie, nr. 185, 1961.*

În oţelul lichid, carbonul şi siliciul, fiind în soluţii foarte diluate, fac ca oxigenul dizolvat să fie aproape liber şi în stare foarte activă. Din această cauză, dezoxidarea oţelului se poate face destul de bine cu mangan, siliciu sau aluminiu. În fontă însă carbonul şi siliciul se găsesc în soluţii concentrate, iar atomii de oxigen, fiind supuşi unor forţe de atracţie reciprocă, au o activitate mult mai redusă. Din această cauză dezoxidarea se face mai greu, fiind necesar să se recurgă la acţiunea energică a metalelor alcaline, alcalino-pămîntoase sau a magneziului. Este cunoscută şi dezoxidarea cu carbon în fonta supraîncălzită, reacţie care are loc cu degajare de cobalt.

În articol se expune o metodă cu totul diferită, care constă în dezoxidarea fontei lichide cu un metal alcalin, depus la suprafaţa băii prin electroliza zgurei. În acest scop, un generator electric menţine o diferenţă de potenţial între anodul care este introdus în zgură şi catodul din fontă.

Influenţa conţinutului de oxigen asupra structurii fontei. Ar fi util ca într-un studiu asupra dezoxidării să se evalueze prin analiză chimică variaţia conţinutului de oxigen. Proporţia de oxigen diferă cu fiecare metodă de analiză, cantităţile mici de oxigen putînd influenţa puternic asupra caracteristicilor mecanice.

Se admite că atomii de oxigen care au un efect direct asupra structurii fontei sînt aceia care, datorită forţelor atractive, sînt uniţi cu atomii de carbon din fonta lichidă.

Cînd conţinutul de oxigen creşte progresiv, structura se schimbă după cum urmează:

I. structura (obişnuită) fontei cu lamele mari de grafit;
II. structura cu grafit în rozetă;
III. structura cu grafit de suprafuziune;
IV. structura de călire inversă;
V. apariţia fontei albe oxidate.

Pe de altă parte, diminuarea conţinutului de oxigen modifică structura fontei cenuşii, astfel:

I'. structura (obişnuită) fontei cu lamele de grafit mari;
II'. grafit în rozetă;
III'. grafit de suprafuziune;
IV'. grafit punctiform;
V'. structura de călire inversă;
VI'. structura de fontă albă.

Aceste modificări depind de gradul de suprafuziune al fontei rezultate din dezoxidare.

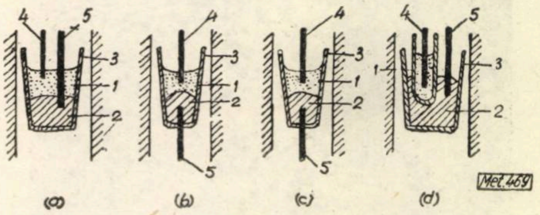
Rezultatele încercărilor. Încercările de afinare a fontei prin reducerea electrolitică a zgurei topite s-au făcut avînd temperatura între 1 250 şi 1 350°C. Viteza de răcire a epruvetelor a fost cea similară pentru epruvetele cu diametrul de 15—30 mm formate în amestec crud, adică cu 100—400°C/min în jurul temperaturii de solidificare.

Prin electroliza zgurei lichide (care constituie anodul, iar fonta catodul), ionii activi ai metalelor: sodiu, calciu, bariu, magneziu se depozitează la suprafaţa băii metalice, producînd o reducere rapidă a oxigenului dizolvat şi o desulfurare puternică.

În cursul operaţiei, structura s-a schimbat progresiv, pe măsura dezoxidării în sensul arătat, la t ecerea din stadiul II' în III', cu o cristalizare accelerată a grafitului fin şi cu apariţia parţială în ultimul stadiu de dezoxidare (VI') a grafitului sferoidal. Efectul de suprafuziune este atît de puternic la o fontă bine dezoxidată, încît pentru îmbunătăţirea calităţilor mecanice este necesar ca dezoxidarea să fie completată cu o inoculare. Fontele obţinute astfel au proprietăţi mecanice superioare. Efectul inoculării este cu atît mai bun, cu cît conţinutul în oxigen este mai scăzut.

O dată cu dezoxidarea are loc şi un puternic efect de desulfurare.

Aparatura. În figura 1 este reprezentată schema unor dispozitive experimentale de afinare. Încălzirea este exterioară în cazul dispozitivelor *a* şi *b*, iar în *c* încălzirea prin rezistenţă a zgurei se adaugă încălzirii exterioare. În *d*, recipientul serveşte de diafragmă şi convine în mod deosebit sărurilor cu fluiditate bună (KCl, NaCl, $CaCl_2$, $MgCl_2$) sau amestecurilor lor. Electrozii sînt din cărbune sau din carbură de siliciu. Aceştia din urmă au o rezistenţă electrică mai ridicată şi o durată mai lungă.



(a) (b) (c) (d)

Fig. 1. Dispozitiv experimental de afinare electrolită:
1 — zgură, *2* — metal lichid; *3* — creuzet; *4* — anod; *5* — catod.

La aplicarea industrială a acestei metode, antecreuzetul cubiloului poate fi foarte bine amenajat în acest sens.

Modul de lucru. O diferenţă de potenţial de 6 V este suficientă pentru electroliza compuşilor de sodiu şi de calciu. Cu o densitate a curentului la catod de 0,3 A/cm², fonta poate fi afinată în 10 min. Cînd voltajul este suficient de ridicat, mersul electrolizei poate fi urmărit după cantitatea de gaze care se degajă la anod; acest gaz tinde să ardă cînd electrodul este din cărbune.

Se pot utiliza ca electrolit fluoruri, oxizi şi carbonaţi alcalini, alcalino-pămîntoşi sau magneziu. Sub aspectul economicităţii şi al reglării caracterului acid sau bazic al zgurei, al puterii reductoare şi al fluidităţii, se recomandă adăugarea oxizilor SiO_2 şi Al_2O_3.

Încercări de afinare prin reducerea electrolitică. În tabela 1 se dau rezultatele unor probe de afinare prin electroliză la fontele de compoziţia următoare:

	C %	Si %	Mn %	P %	S %	N %
Fonta sintetică	3,60	2,03	0,005	0,005	0,008	—
Fonta de cubilou	3,87	2,74	0,38	0,355	0,021	0,007

Micrografiile date arată structurile de afinare obţinute prin dezoxidare pînă la stratul IV al probei de fontă sintetică (fig. 2 şi tabela 1, poziţia 1) şi cu fontă de cubilou (fig. 3 tabela 1, poziţia 5) cu grafitul în parte sferoidal.

Desulfurarea. Conţinutul de sulf a scăzut după electroliză de la 0,13 şi 0,03% la 0,009%, respectiv 0,005%. Puterea de desulfurare a procedeului este foarte ridicată, pentru că se obţine un schimb continuu, însuşi electrolitul fiind desulfurat prin degajarea de SO_2 la anod şi eliberarea ionilor de Ca^{2+} şi Mg^{2+}, care reintră în reacţie.

Tabela 1

Nr.	Temperatura, °C	Electrolit	Tensiune V	Intensitate A	Densitatea curentului la catod, A/cm²	Durata electrolizei, min	Structura
1	1 250	NaCl	>5	6	0,29	10–30	Grafit sferoidal
2	1 350	$CaCl_2$	~5	5	0,25	10	Grafit fin granular
3	1 250	Na_2O-SiO_2	>9	2–3	0,12–0,20	10–30	Grafit fin granular
4	1 250	K_2O-SiO_2	>9	2–3	0,120–0,20	10–30	Grafit fin granular
5	1 350	$Ca-Al_2O_3$ SiO_2	~5	8	0,5	40	Grafit sferoidal şi grafit fin

Procedeul este aplicabil şi justificat la elaborarea fontei de calitate, la afinarea oţelului, a aliajelor cu cupru precum şi a altor aliaje.

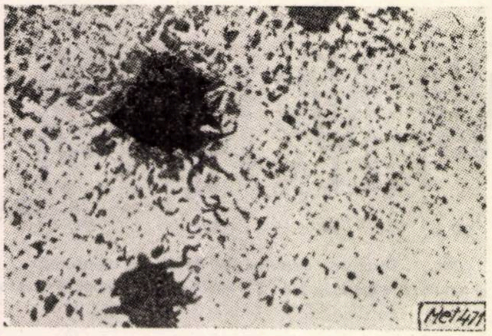


Fig. 2. Fontă sintetică. Grafit sferoidal şi grafit granular. × 100.

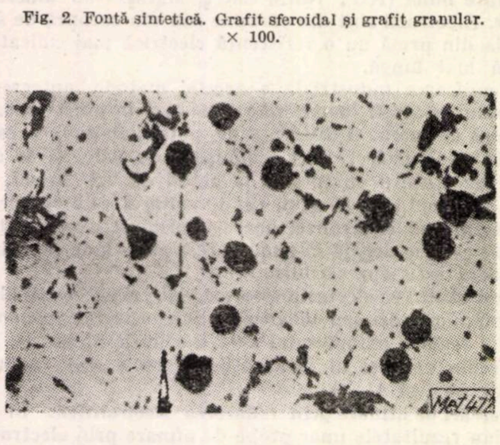


Fig. 3. Fontă de cubilou. Grafit sferoidal şi parţial sferoidizat. × 100.

În acest scop se poate adopta cuptorul electric, antebazinul cubiloului sau cuptorul cu creuzet.

Tratamente termice folosite pentru a uşura prelucrarea oţelurilor. În : *Revue de Metallurgie*, vol, **53**, *nr. 12, 1961, p. 1 058–1 066.*

Pentru a uşura prelucrarea oţelurilor, se caută să se reducă cît mai mult posibil rezistenţa mecanică prin recoacerea de înmuiere sau chiar prin călire şi revenire. Acest lucru este valabil pentru oţelurile nealiate cu un conţinut în carbon mai mare de 0,5% şi pentru oţelurile puternic aliate.

La oţelurile pentru îmbunătăţire şi la oţelurile pentru cementare cu un conţinut de carbon mai mic de 0,5%, nealiate sau slab aliate, tratamentele indicate mai sus nu pot fi aplicate decît în măsura în care nu intervine tendinţa de formare a crăpăturilor în timpul prelucrării. Din această cauză se întrebuinţează la aceste oţeluri recoacerea de normalizare, care asigură o structură ferito-perlitică, cu rezistenţă mecanică ceva mai ridicată.

Oţelurile care, după răcire în aer, prezintă structuri intermediare şi au, din această cauză, o rezistenţă ridicată defavorabilă pentru scule trebuie să fie supuse unui tratament izoterm, adică să fie menţinute la temperaturi cuprinse între 600°C şi 700°C, în funcţie de compoziţia chimică, pînă ce se termină transformarea perlitică. Acest tratament poate elimina formarea structurilor în benzi cu atît mai bine cu cît temperatura de austenitizare este mai ridicată şi viteza de răcire pînă la temperatura de transformare izotermă în domeniul perlitic este mai mare.

În ceea ce priveşte piesele din fontă, se efectuează adesea o recoacere de omogenizare sau o recoacere specială pentru modificarea structurii cementitei în scopul de a îmbunătăţi prelucrarea.

Oţelurile pentru cementare nealiate sînt prelucrate după recoacerea de normalizare care produce o structură ferito-perlitică.

Oţelurile pentru cementare crom-mangan au fost supuse la origine unei recoaceri de normalizare care s-a dovedit nesatisfăcătoare. Întrebuinţarea unei recoaceri de normalizare cu răcire controlată în aer a adus o îmbunătăţire fără să dea satisfacţie din punct de vedere al calităţii, din care cauză s-a recurs la transformarea izotermă perlitică. Schema tratamentului folosit în prezent pentru un oţel cu compoziţia : C = 0,14–0,19%; Mn = 1,0–1,3%; Cr = 0,80–1,1% este dată în figura 1. Aceasta comportă austenitizare la temperatură foarte ridicată (1 150°C prin folosirea băilor de săruri) şi răcirea bruscă pînă la temperatura de transformare izotermă (circa 600°C), producînd o micşorare a proporţiei de ferită.

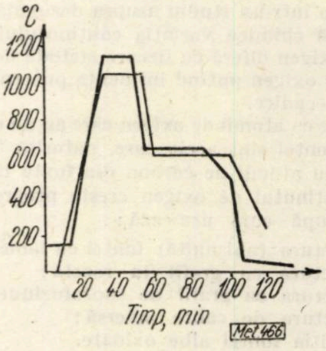


Fig. 1.

Presupunerea că n-ar fi asigurată uniformitatea structurală a pieselor tratate în acest mod şi că ar conduce la dificultăţi de prelucrare n-a fost confirmată pînă în prezent. Dificultatea rezidă numai în amenajarea unei asemenea instalaţii.

Oţelurile pentru cementare crom-molibden şi crom-nichel. Oţelurile crom-molibden sînt superioare oţelurilor crom-mangan în ceea ce priveşte prelucrarea şi în special datorită unei bune comportări la cementare. Tratamentul termic al oţelurilor este similar celui folosit la oţelurile de cementare crom-mangan.

Oţelurile crom-nichel pot fi prelucrate după recoacerea de înmuiere, perlita găsindu-se în stare globulară. Datorită rezistenței relativ ridicate a oțelurilor de cementare crom-nichel în stare recoaptă și durității relativ ridicate a feritei, aceste oțeluri pot fi recoapte pentru a obține o rezistență micșorată, fără pericol de a apărea fisuri la suprafață.

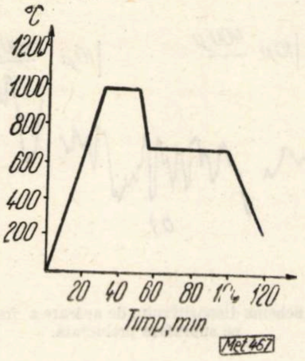


Fig. 2.

Oțelurile pentru îmbunătățire nealiate pot fi prelucrate în stare călită și revenită, rezistența mecanică fiind de 70–90 kgf/mm².

Oțelurile pentru îmbunătățire aliate, în special cele cu crom, pot fi aduse la o stare optimă de prelucrare prin transformare izotermă în domeiul perlitic (fig. 2), schema pentru un oțel cu următoarea compoziție fiind: C = 0,30–0,37 %; Mn = 0,50–0,80 %; Cr = 0,90–1,20 %.

Oțelurile pentru îmbunătățire crom-nichel sînt prelucrate ca și oțelurile de cementare după un tratament prin care se formează perlita globulară.

Oțelurile pentru arcuri, oțelurile crom-vanadiu, se prelucrează în stare perlitică cu grăunți mari prin recoacere de înmuiere obișnuită. Dacă duratele acestor recoaceri nu sînt economice, se poate executa un tratament izoterm prezentat în figura 3 (schema pentru un oțel cu următoarea compoziție: C=0,55–0,60 %; Cr=0,90–1,20 %; V=0,07–0,12 %).

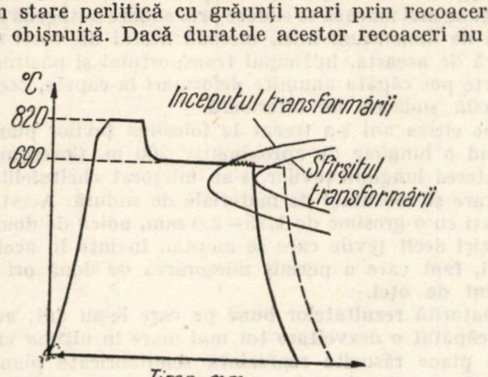


Fig. 3.

Oțelurile pentru scule, datorită conținutului lor ridicat în carbon și rezistenței ridicate în stare recoaptă, sînt prelucrate după efectuarea unui tratament de globulizare a perlitei.

Aliaje de aluminiu-litiu rezistente la oxidare. În: *Techniques mondiales, ianuarie 1962.*

Aliajele de aluminiu-litiu se oxidează foarte ușor, deci nu se pot turna; de asemenea sînt fragile, astfel încît nu se pot prelucra ușor la rece sau la cald. Pentru a se remedia aceste dezavantaje s-au elaborat aliaje de aluminiu-litiu cu un conținut de 1–20 % litiu, rezistente la oxidare și cu o structură cu grăunți fini care le micșorează fragilitatea și le mărește prelucrabilitatea.

Pentru a se obține această îmbunătățire a proprietăților se adaugă aliajului elemente metalice: beriliu sau zirconiu (sau ambele) împreună cu titan, siliciu sau bor, într-o proporție totală de 0,01–1 % (în greutate) din aliaj. Se recomandă ca la cantitatea de beriliu și (sau) de zirconiu, a cărei proporție nu trebuie să fie mai redusă de 0,005 %, să se adauge și un amestec de titan și bor, care mărește rezistența la oxidare a aliajului, a cărui structură devine mai fină, deci poate fi mai ușor prelucrat.

Cînd din as fel de aliaje se confecționează table, se toarnă aliajul în bare, care se încălzesc la 500°C înainte de a se lamina la cald.

Miezuri de turnătorie din sulfură de cesiu. În: *Precision Moulding, aprilie 1961.*

Turnarea pieselor cu canale interioare de lungime mare prezintă dificultăți care au fost rezolvate prin folosirea miezurilor confecționate din sulfură de cesiu. Acestea au rezistență mecanică ridicată, astfel că pot avea grosimi foarte reduse, permițînd turnarea pieselor cu canale interioare, cu o precizie și calitate a suprafețelor suficiente.

Aceste miezuri se confecționează dizolvînd naftalina în eter și amestecînd soluția cu sulfură de cesiu; eterul se evaporă, iar „liantul" de naftalină rămîne uniform distribuit în sulfură.

Se aglomerează apoi sub presiune și se sinterizează la temperatura înaltă. Amestecul de miez se comprimă în jurul unui fir de molibden cu diametrul egal cu acela pe care trebuie să-l aibă miezul sau se cufundă acest fir în amestec, trecîndu-l apoi printr-o filieră pentru a-l reduce la dimensiunea necesară.

Atunci cînd miezul are o formă neregulată, se umple o țeavă de metal cu amestecul de miez, închizînd ambele capete. Forma necesară se obține reducînd diametrul prin forjare sau ștanțare.

O nouă metodă de îndepărtare mecanică a țunderului și ruginei de pe suprafața metalelor. V. S. Sa.ukvadze. În: *Stal, nr. 11, 1961.*

La Institutul VNIIST a fost elaborată o nouă metodă de îndepărtare mecanică a țunderului sau ruginei de pe suprafața metalului ce urmează a fi curățat. Cu un instrument de tăiat special — freza cu ace — se taie un strat subțire de metal cu o grosime de 10 sutimi de milimetru la cîțiva milimetri.

A. Construcția frezei. Freza cu ace reprezintă o freză de dimensiuni mici în formă de corp cu mișcare de rotație cu cîteva mii de muchii tăietoare confecționate din segmente de sîrmă cu rezistență mare.

Fiecare ac format în acest fel reprezintă un microcuțit semirigid.

Ca urmare a modului de așezare a acestor ace, acestea, venind în contact cu metalul prelucrat, se înclină în sens opus sensului de rotație a instrumentului, formînd un unghi puțin diferit de unghiul cinematic posterior de tăiere, iar cu muchia frontală, așezată sub același unghi față de suprafața prelucrată, taie un șpan foarte fin.

Instrumentul poate tăia metalul în orice sens de rotație și sub orice unghi față de axa de rotație.

Particularitatea principală a acestui instrument este raza de curbură foarte mică a muchiei tăietoare, care în procesul de funcționare se ascute automat, iar prin succedarea sensurilor de rotație nu necesită o reascuțire periodică și poate funcționa neîntrerup 200–300 ore.

Cu ajutorul acestei freze, suprafața metalului poate fi prelucrată pentru orice clasă de precizie, între 1 și 9.

După regimul de funcționare, freza cu ace diferă de periile metalice obișnuite și de frezele cilindrice. Noul instrument diferă de periile cilindrice în primul rînd prin doi parametri de lucru: efortul de apăsare P (kg) pe suprafața metalului și vitezele raționale de tăiere V_p.

B. Regimul de funcționare a frezei. Freza cu ace poate funcționa fie în regim de finisare, fie în regim de tăiere adîncă.

În primul regim, efortul pe suprafața metalului este constant pentru variații comparativ mari ale raportului dintre mărimea avansului și viteza de tăiere; acest regim se aplică în caz că este necesar să se taie rugina sau un strat fin de metal de pe o suprafață neprofilată.

Pentru funcționarea în regim de finisare, freza este fixată elastic pe arcuri (fig. 1); productivitatea instrumentului este determinată de efortul de apăsare pe suprafaţa metalului şi de mărimea avansului la o rotaţie.

Funcţionarea frezei în regim de tăiere este caracterizată printr-o prindere rigidă a frezei şi a metalului (distanţa dintre suprafaţa metalului şi axa frezei rămîne neschimbată). Productivitatea fiecărei freze, dată în grame de metal tăiat în unitatea de timp, rămîne comparativ stabilă şi depinde în special de viteza de tăiere.

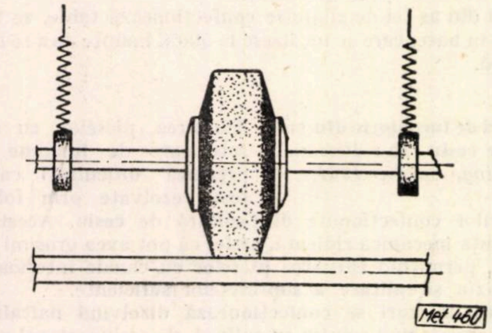


Fig. 1. Schema dispozitivului de apăsare a frezei cu ace pe suprafaţa prelucrată.

În acest regim se recomandă prelucrarea suprafeţelor profilate cînd este necesară tăierea ţunderului sau a metalului pînă la o anumită adîncime.

Un alt parametru al regimului de funcţionare a frezei cu ace este mărimea avansului, care în ultimă analiză determină viteza de prelucrare a suprafeţei şi care depinde de adîncimea de tăiere.

Ca un avantaj esenţial al frezei cu ace se poate considera durata sa mare de funcţionare. Ea reprezintă un instrument de tăiere la care în procesul de lucru o muchie se uzează, iar cealaltă se ascute. Atingîndu-se o limită oarecare, este suficient să se schimbe sensul de rotaţie a frezei pentru ca ea să lucreze cu indicii iniţiali.

Se recomandă ca la prelucrarea materialelor rezistente vitezele de tăiere să se micşoreze, iar indicele de rigiditate al frezei şi eforturile de apăsare trebuie să crească.

Prelucrarea aluminiului şi a aliajelor sale trebuie executată la viteze mari.

C. Domeniul de utilizare a frezelor cu ace. Frezele cu ace se fabrică prin presare în matriţe speciale, fapt care permite ca suprafeţelor lor de lucru să li se dea forme diferite.

După rezultate preliminare, se poate considera că noua metodă de prelucrare a suprafeţei metalelor îşi găseşte utilizare în industria metalurgică, pentru finisarea laminatelor, aliajelor de titan, ţevilor sudate etc.

Îndepărtarea convexităţii sudurii se poate efectua fie după schema din figura 2, *d*, cu avans longitudinal al frezei, fie prin avans transversal. În cazul corectării sudurii de pe oţelurile dure speciale, ultima schemă este mai raţională, deoarece măreşte durata de funcţionare a frezei.

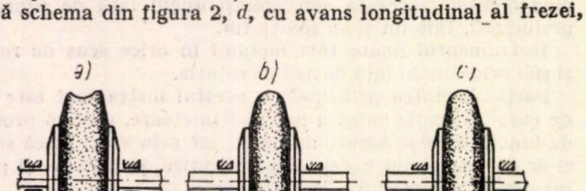


Fig. 2. Metodele de prelucrare a diferitelor suprafeţe cu ajutorul frezei cu ace: *a* — suprafaţă eliptică; *b* — cornier; *c* — formarea şi prelucrarea canelurilor; *d* — corectarea sudurii.

Prelucrarea metalului cu ajutorul frezelor cu ace se face fără zgomot şi fără praf; de regulă, în acest caz nu este necesară răcirea şi nu se produc scîntei (de obicei freza cu ace nu se încălzeşte peste 80°C). În condiţii speciale nu este exclusă şi funcţionarea frezei cu răcire (cu apă sau aer).

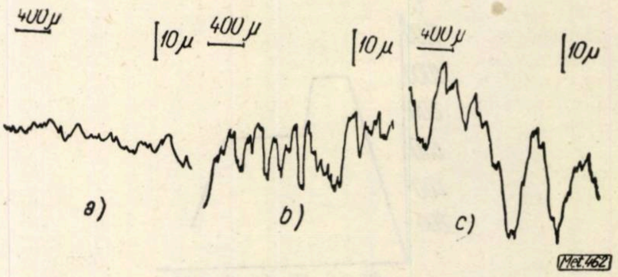


Fig. 3. Schema dispozitivului de apăsare a frezei cu ace pe suprafaţa prelucrată.

Ţevi plane sudate. Acad. B. F. Paton şi Cand. şt. tehn. G. V. Raevski. În: *Stal, nr. 11, 1961.* Ca deficienţe ale metodelor actuale de producere a ţevilor de oţel pot fi citate necesitatea fabricării lor la dimensiuni reduse, din considerente de transport, precum şi dificultăţile întîlnite la obţinerea ţevilor cu pereţi subţiri cu un raport suficient de mare între diametrul ţevii şi grosimea pereţilor (acest raport determină mărimea presiunii interioare de rupere).

În general se obişnuieşte ca pentru obţinerea unor ţevi de lungime mai mare să se sudeze prin sudare autogenă mai multe ţevi de dimensiuni mici, metodă destul de costisitoare. În afară de aceasta, în timpul transportului şi păstrării, ţevile scurte pot căpăta anumite deformări la capete, ceea ce face dificilă sudarea lor ulterioară.

De cîţiva ani s-a trecut la folosirea ţevilor plane sudate avînd o lungime de aproximativ 200 m. Corespunzător cu creşterea lungimii ţevilor, s-au micşorat cheltuielile de prelucrare şi consumul de materiale de sudură. Aceste ţevi au pereţi cu o grosime de 1,75—2,0 mm, adică de două ori mai subţiri decît ţevile care se montau înainte în aceleaşi condiţii, fapt care a permis micşorarea de două ori a consumului de oţel.

Datorită rezultatelor bune pe care le-au dat, aceste ţevi au căpătat o dezvoltare tot mai mare în ultima vreme. Ţevile plane răsucite reprezintă semifabricate plane cu doi pereţi, care în timpul transportului şi depozitării se ţin în rulouri, iar la locul de montare se răsucesc. Semifabricatul plan devine ţeavă numai la montaj.

Operaţia de suflaj necesară pentru aceasta nu prezintă dificultăţi, consumul de aer comprimat fiind numai cu 8—10% mai mare decît în cazul experimentării ţevilor cu secţiune transversală circulară.

Ţeava plană răsucită se poate obţine prin turtirea unei ţevi obişnuite (fig. 1,*a*). Încercările preliminare făcute cu ţevile obţinute prin această metodă au arătat că în acest caz trebuie să se folosească un oţel cu un conţinut minim de carbon, iar prin turtire să se lase un spaţiu de cel puţin o grosime a peretelui.

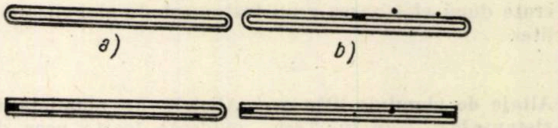


Fig. 1. Diferite variante ale construcţiei ţevilor plane răsucite: *a* — semifabricat plan obţinut prin turtirea unei ţevi cu secţiune circulară; *b* şi *c* — ţevi obţinute prin sudură dintr-o singură bandă; *d* — aceeaşi, din două benzi.

Ţevile plane răsucite se pot fabrica de asemenea şi din bandă de oţel. Această construcţie are două varinate (fig. 1, *b* şi *c*) : îndoirea benzii în două părţi cu sudură pe mijlocul lăţimii benzii, sau o singură îndoitură cu sudură pe marginea ţevii. A doua variantă, cu o construcţie asimetrică, poate prezenta interes pentru fabricarea ţevilor de apă şi ventilaţie.

De asemenea, este posibilă fabricarea ţevilor plane răsucite prin turnare sau prin sudarea în perechi a sleburilor.

În prima etapă, cea mai bună s-a dovedit a fi varianta fabricării ţevilor plane răsucite din două benzi sudate pe margini (fig. 1, *d*). În acest caz se elimină operaţia de formare şi ca urmare se simplifică utilajul necesar.

Elementele principale ale unui laminor experimental pentru fabricarea ţevilor răsucite sînt reprezentate în figura 2. Pe o vîrtelniţă sînt aşezate rulourile cu bandă de lăţime corespunzătoare, care apoi intră în două maşini de sudat cu role. Rolele nu au dispozitive de acţionare. În continuare sînt aşezate valţurile mecanismului de îndreptat, care servesc şi pentru antrenarea benzii. Planşaiba pentru răsucire nu are nici ea dispozitiv de acţionare.

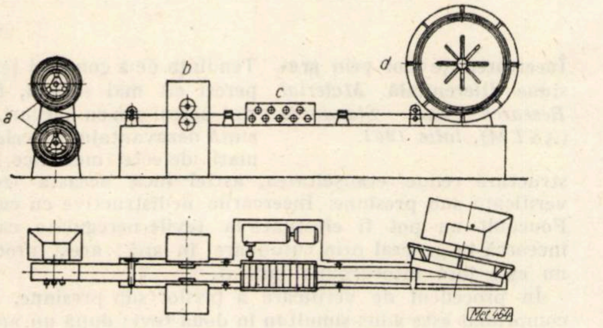


Fig. 2. Schema de principiu (secţiune şi plan) a unui laminor pentru fabricarea ţevilor plane răsucite :
a – vîrtelniţe cu rulouri de benzi ; *b* – maşini de sudat cu role ; *c* – mecanismul de antrenare şi îndreptare ; *d* – planşaibă pentru răsucirea ţevilor.

Mărimea medie a spaţiului dintre spire reprezintă doar 0,5 mm.

Viteza de sudare prin role de contact nu este mare. La fabricarea ţevilor cu o grosime a pereţilor de 2 mm, se merge cu o viteză de 1 m/min.

Efectul tehnico-economic al folosirii ţevilor plane răsucite este destul de mare dacă se are în vedere economia de metal şi micşorarea cheltuielilor de montare a ţevilor, ca urmare a eliminării numeroaselor operaţii de sudare a ţevilor cap la cap.

Concluzii

1. Într-o serie de ramuri ale economiei naţionale este posibilă şi economică folosirea ţevilor plane de oţel răsucite în rulouri.

2. Ţevile plane răsucite pot fi fabricate prin :

— sudarea din bandă subţire laminată ;

— laminarea unui semifabricat gol în interior (prevenindu-se lipirea pereţilor) ;

— turtirea unei ţevi obişnuite, cu o secţiune transversală circulară.

3. Economiile rezultate din folosirea acestor ţevi sînt foarte însemnate.

Uzura sculelor confecţionate din oţeluri rapide. În : *Tehnique Moderne, ianuarie 1962.* S-a stabilit că variaţiile temperaturii de aşchiere în funcţie de viteza de tăiere pot fi modificate prin formarea de microsuduri între metalul prelucrat şi sculă. În acest caz condiţiile de frecare nu mai sînt aceleaşi şi se pot deosebi două feluri de uzură a sculei de aşchiere. Primul, cu caracter mecanic, este determinat de deplasarea relativă a celor două părţi în frecare. Cel de-al doilea, cu caracter fizico-chimic, este o consecinţă a forfecării microasperităţilor de pe suprafeţele piesei şi sculei, agravate mai mult sau mai puţin de o difuziune intermetalică care dă naştere la microsuduri.

În figura 1 este reprezentată curba de variaţie a temperaturii în funcţie de viteză.

S-a stabilit că inflexiunea curbelor $A_c = f(V_c)$ ale temperaturii de aşchiere în funcţie de viteză are loc începînd de la un anumit avans pentru punctele *P*, care corespund la condiţii de temperatură şi de presiune bine determinate pentru un sistem piesă-sculă dat (figura 1).

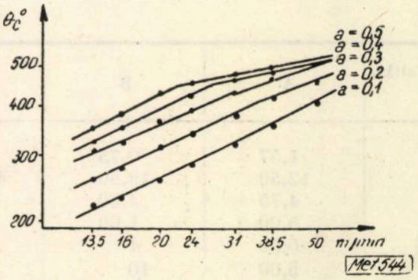


Fig. 1. Temperatura de aşchiere în funcţie de viteză : $\alpha = 25°$; $p = 5$ mm.

Folosirea metodei de abraziune specifică sau a frecării necesare pentru a avea loc o abraziune a sculei de 1 mg, a permis să se stabilească că uzura creşte mai rapid după aceste puncte *P*. Curbele de variaţie a acestei abraziuni specifice în funcţie de viteza de tăiere sînt descompuse în două semidrepte de înclinare diferită care reprezintă două modalităţi de uzură a sculei (fig. 2). Pentru un avans dat, temperatura de tăiere care corespunde punctului de inflexiune al curbei $W_{ac} = f(A_c)$ este egală cu aceea a punctului de inflexiune *P* al curbei $A_c = f(V_c)$. Pentru oţelurile înalt aliate, cu conţinut ridicat de cobalt, curbele prezintă un palier între cele două semidrepte, care nu apare în curbele reprezentate în figura 1. Punctul *n*, în care începe palierul la curbele reprezentate în figura 2, corespunde unei schimbări de sens al variaţiei eforturilor de tăiere care arată :

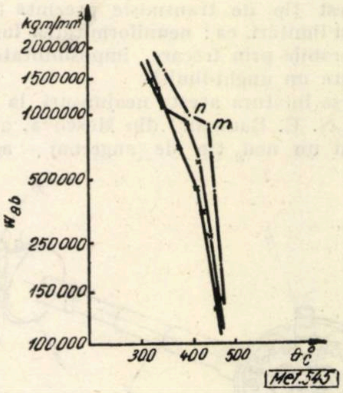


Fig. 2. Abraziunea specifică în funcţie de viteza de tăiere.

— o descreştere a eforturilor la începutul încercărilor pentru regimul de tăiere corespunzînd punctelor situate înainte de punctul *n* ;

— o creştere apreciabilă a eforturilor la începutul încercării, apoi o stabilizare pentru punctele situate dincolo de punctul *n*.

Primul stadiu al uzurii, reprezentat de prima semidreaptă din figura 2, este pur mecanic. Punctul de inflexiune *n* reprezintă începutul tranziţiei între uzura cu caracter mecanic şi cea cu caracter fizico-chimic. Porţiunea *n*—*m* a curbelor corespunde unui stadiu în care există condiţiile necesare pentru ca să aibă loc difuzia intermetalică care dă naştere la microsuduri. Difuzia şi sudura au loc însă pe suprafeţe reduse, astfel încît curbele din figura 1 nu reprezintă acest fenomen.

Caracterul fizico-chimic al celui de-al doilea fel de uzură este pus în evidenţă prin analiza micrografică a suprafeţei de frecare a sculei.

Condiţiile critice de temperatură necesare pentru ca uzura a două piese, din oţel de compoziţie dată, în frecare, să treacă de la caracterul mecanic la cel fizico-chimic pot fi analizate şi determinate prin această metodă.

Încercările au fost efectuate cu scule confecţionate din oţeluri înalt aliate, a căror compoziţie este arătată în tabela 1.

Tabela 1

Oţel înalt aliat, %	A	B	C
C	1,57	0,75	0,70
W	12,50	18,50	18,50
Cr	4,75	4,50	4,00
Va	5,00	1,60	1,20
Mo	0,50	1	0,30
Co	5,00	10	0,40

Piesele care s-au prelucrat cu aceste scule au fost confecţionate din oţel cu 0,35 %C ; 0,54 %Mn ; 0,30 % Si ; 0,023 % P ; 0,1 % Ni ; 0,05 % Cr ; 0,015 % Mo.

Angrenaj cu sfere (În : *Raşcioti detalii i mehanizmov — culegere de articole, Maşghiz, 1961*).

În acest articol, dr. în ştiinţe tehnice prof. T. A. Ghevodian arată că, pentru transmiterea momentelor de rotaţie între arbori concurenţi sub unghiuri şi distanţe variabile, se utilizează frecvent transmisia cardanică. Acest tip de transmisie prezintă însă o serie de neajunsuri şi limitări, ca : neuniformitatea funcţionării, pierderi considerabile prin frecare, imposibilitatea transmiterii mişcării peste un unghi-limită.

Pentru a se înlătura aceste neajunsuri, la Şcoala tehnică superioară „N. E. Bauman" din Moscova, a fost studiat şi experimentat un nou tip de angrenaj — aşa-numitul angrenaj cu sfere. Acest gen de transmisie reprezintă de fapt un angrenaj format din două roţi dinţate, la care dinţii sînt executaţi în formă sferică.

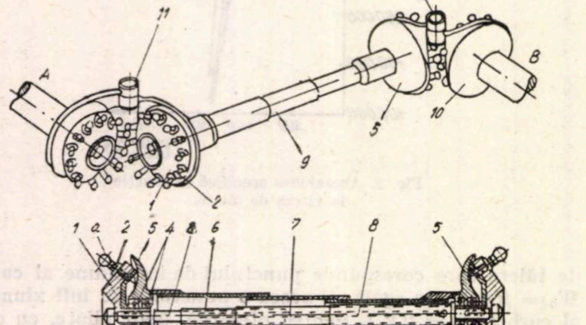


Fig. 1.

Angrenajul cu sfere posedă proprietatea importantă de a permite transmiterea mişcării pentru unghiuri între arborii în rotaţie, de la valori apropiate de 0° pînă la valori apropiate de 180°.

După cum reiese din figură, mişcarea de rotaţie este transmisă între arborii *A* şi *B*.

Constructiv, roata dinţată a angrenajului cu sfere reprezintă centrul de roată *1* cu bolţurile *2*, prevăzute cu capete sferice la extremităţile lor şi înşurubate în centrul roţii. Aceasta se fixează prin intermediul unei pene şi piuliţe pe arborele *3*, montat în lagărele *4*, ce sînt fixate în bucşa *5*.

Transmiterea mişcării de rotaţie de la un arbore la celălalt se face cu ajutorul unui ax intermediar, format dintr-o serie de porţiuni *6*, *7* şi *8*, goale în interior, a căror secţiune transversală este prezentată în figură. Pentru protejarea împotriva deteriorărilor, axul este montat în interiorul tubului cilindric telescopic *9*.

Pentru a se asigura posibilitatea variaţiei poziţiei relative a arborilor *A* şi *B* şi a axului intermediar, bucşele *5* şi *10* se cuplează articulat cu ajutorul bolţurilor *11*.

În articol se arată că, în scopul verificării şi fundamentării cinematicii acestui tip de angrenaj, s-au efectuat o serie de lucrări experimentale. De asemenea s-a dedus ecuaţia curbei de angrenare în spaţiu şi s-a determinat raportul de transmisie şi viteza de alunecare a unei sfere în raport cu alta. S-a determinat grafic curba punctelor de angrenare pe suprafaţa sferei.

În concluzie se arată că noul tip de angrenaj prezintă un interes tehnic şi ştiinţific deosebit.

Încercarea ţevilor prin presiune diferenţială. *Material Research and Standards (ASTM), iulie 1961.*

Tendinţa de a construi ţevi cu pereţi cît mai subţiri, fie că sînt netezi sau cu nervuri, prezintă dezavantajul că cele mai mari defecte mecanice şi de structură reduc etanşeitatea, astfel încît aceasta trebuie verificată sub presiune. Încercările nedistructive cu curenţi Foucault nu pot fi efectuate la ţevile neregulate, care se încearcă în general prin cufundare în apă ; acest procedeu nu este însă întotdeauna indicat.

În procedeul de verificare a ţevilor sub presiune, aerul comprimat este adus simultan în două ţevi ; după un anumit timp se măsoară presiunea cu ajutorul unui manometru în U montat la cele două ţevi ; orice diferenţă de presiune găsită prin valorile diferite citite pe cele două coloane ale manometrului indică un defect de etanşeitate în una sau alta din cele două ţevi.

Dispozitivul de încercare trebuie să fie perfect etanş. Ţevile sînt introduse (atît pentru a fi fixate cît şi pentru a fi ermetic închise) între două capete de strîngere, dintre care acela prin care intră şi iese aerul comprimat comunică cu manometrul, care este constituit dintr-o ţeavă de 1 250 mm lungime.

Acest mijloc de control, simplu şi mai precis decît controlul cu apă, păstrează ţevile curate şi uscate şi se poate uşor automatiza. Operatorul nu are altceva de făcut decît să supravegheze indicaţiile manometrului, fără să controleze ţevile.

Folosirea energiei cuprinse în gazele evacuate de la motoarele Diesel.

În cele mai multe cazuri, motoarele mari cu ardere internă, în special motoarele Diesel cu mai mulţi cilindri, sînt prevăzute cu turbocompresoare antrenate de gazele arse. În R.S. Cehoslovacă s-a încercat să se utilizeze mai bine energia conţinută în aceste gaze, elaborîndu-se o nouă metodă prin care s-a folosit în locul conductelor obişnuite un sistem de ejecţie format dintr-o ţeavă în pereţii căreia sînt aşezate orificiile de scăpare a gazelor şi dintr-un difuzor care, printr-o conductă formată din mai multe ţevi, distribuie gazele care ies din toţi cilindrii la o turbosuflantă care furnizează aerul de baleiaj şi de supraalimentare. Orificiile prin care gazele trec din ejector în conducta multitubulară sînt prevăzute cu clapete. Atunci cînd orificiile de scăpare se deschid, gazele care intră cu viteză mare în ţevi fac să scadă presiunea în camerele ejectorului, creînd astfel o aspiraţie spre turbină ; ejectorul transformă în presiune energia cinetică a gazelor, care, dat fiind că volumul lor creşte cu cantitatea aspirată, sînt comprimate în conducta multitubulară ; atunci cînd presiunea în capătul difuzorului este mai mică decît aceea din această conductă, clapeta se închide automat, împiedicînd gazele să se întoarcă în ejector.

Gazele din conducta de evacuare a turbinei au ca efect reducerea presiunii în sistemul de evacuare al motorului (fără a-i micşora energia) iar afluxul gazelor de scăpare poate fi mai bine exploatat deoarece presiunea lor se menţine aproape constantă ; în acelaşi timp, deoarece efectul aspiraţiei reduce presiunea în spatele orificiilor de scăpare, pistoanele evacuează mai uşor gazele din cilindri astfel încît randamentul este îmbunătăţit.

Contribuţie la studiul stabilităţii structurale a oţelurilor austenitice cu crom-mangan-azot. K. Löbl, *R. S. Cehoslovacă.* Oţelurile austenitice cu crom-mangan-azot au caracteristici mecanice ridicate atît la temperatură înaltă cît şi la temperatură joasă. Aceste oţeluri care conţin 16—20% Cr sînt suficient de rezistente la coroziune şi sînt ieftine deoarece nu conţin nichel şi pot înlocui în unele cazuri oţelurile inoxidabile austenitice cu crom-nichel 18—9. În afară de aceasta, au o rezistenţă limită la fluaj aproape de două ori mai mare decît aceea a oţelurilor obişnuite 18—9 şi nu se fisurează la cald în timpul sudării.

Date fiind valorile ridicate ale limitei de fluaj a şarjelor experimentale din oţelurile Cr 18 Mn 15 N, cu un eventual adaos de molibden sau cupru, s-au efectuat încercări la fluaj la temperaturi pînă la 700°C.

Studiile întreprinse în diferite laboratoare din R. S. Cehoslovacă au arătat că, la temperaturile de 650—700°C, aceste oţelurile au avut o rezistenţă la fluaj aproape de 3 ori mai mare decît oţelurile obişnuite cu Cr-Ni ceea ce a făcut necesar să se studieze din nou stabilitatea lor structurală. Conţinutul ridicat de mangan (pînă la 16%) micşorează puţin rezistenţa la coroziune la cald a oţelurilor Cr-Mn-N, dar nu s-a constatat că pentru acest motiv folosirea lor trebuie să fie limitată pînă la o temperatură sub 800°C.

În studiul comportării la cald, autorul a examinat caracteristicile mecanice şi celelalte proprietăţi ale acestor oţeluri care au fost modificate prin adăugar a unor elemente care măresc rezistenţa la temperaturi înalte, la oxidare la cald şi la coroziune. S-au studiat, pentru comparare, şi cîteva oţeluri austenitice obişnuite elaborate în cuptoare electrice cu arc sau cuptoare Martin.

Caracteristicile mecanice au fost determinate pe epruvete încălzite la 500—800°C, pentru durata de menţinere pînă la 10 000 h.

Rezultatele acestor încercări au arătat că folosirea oţelurilor cu Cr-Mn-N pentru confecţionarea pieselor care funcţionează la temperaturi înalte este limitată, deoarece, chiar în timpul încercărilor, rezilienţa scade cu 60%, pentru şarja D, de exemplu (oţel Cr 18 Ni 5 Mn 8 N), rezilienţa scade de la 16,8 la 4,9 kgm/cm². Cea mai mare scădere a rezilienţei se produce la o menţinere la 700°C timp de 5 000 h; rezilienţa scade la 1,5 kgm/cm² pentru oţelul Cr 18 Mn 15 Mo N; la 1,2 kgm/cm² pentru oţelul Cr 16 Mn 15 Ni Mo N şi la 0,7 kgm/cm² pentru oţelul Cr 16 Mn 15 Ni Mo N; valoarea medie a rezistenţei la fluaj la 700°C este de 15—17 kgm/mm² pentru o menţinere de 1 000 h.

Se constată că scăderea bruscă a rezilienţei s-a produs încă după 5 h de menţinere la 650—800°C şi că, în cele mai multe cazuri, ea nu a fost întovărăşită de o mărire a rezistenţei şi a limitei la fluaj. Analiza structurală a arătat că scăderea rezilienţei este în general datorită segregaţiei carburilor de tipul $Cr_{23}C_6$ şi parţial a nitrurilor Cr_2N la limitele grăunţilor. Pentru şarjele care conţin o cantitate mai mare de elemente care favorizează formarea feritei şi provoacă apariţia feritei δ în structură, s-a produs — în timpul menţinerii la temperatură înaltă — descompunerea feritei δ în faza α, care micşorează plasticitatea oţelurilor austenitice.

Precipitarea fazei σ în cazul şarjelor A, B, C, de exemplu în timpul încălzirii la 650°C pentru durata de menţinere de 300—1 000 h, producea la început o mărire temporară a limitei la fluaj şi a rezistenţei şi o micşorare a alungirii. După o menţinere la temperatură înaltă timp de 5 000 h, precipitarea defavorabilă a fazei σ se modifică prin formarea de globule şi rezistenţa şi limita de fluaj scad puţin.

În probele confecţionate din oţel Cr 16 Mn 15 Ni Mo N care conţine şi 6% Si, 1,4% Ni, 1,1% Mo şi 1,4% Cr, faza σ apare încă după 1 000 h de menţinere la 650°C.

Oţelurile de tipul Cr-Mn-N cu adaos de 1% Mo ating, pentru menţinerea timp de 1 000 h la 600—700°C, o rezistenţă medie cu circa 3 kg/mm² mai mare decît aceea a oţelurilor asemănătoare prelucrate, dar după 1 000 h menţinere la 700 °C se produce o pierdere aproape totală a plasticităţii.

Astfel, din punctul de vedere al stabilităţii structurale nu se recomandă oţelurile austenitice cu Cr-Mn-N pentru o funcţionare de lungă durată la temperaturi mai mari de 400—450°C, deoarece, pentru o funcţionare de lungă durată la 650°C, micşorarea rezilienţei acestor oţeluri le face inutilizabile.

Se constată că în cazul unui oţel austenitic obişnuit Cr-Ni, rezilienţa scade cu aproape 80%, în timp ce în oţelurile stabilizate cu titan sau cu niobiu, de tipul Cr 18 Ni 9 Ti şi Cr 18 Ni 10 Mo 2 Nb, scăderea este foarte mică. În primul dintre aceste două oţeluri rezilienţa scade de la 22,4 la 15,7 kgm/cm² şi în celălalt care are o proporţie mai ridicată de fază feritică în structura iniţială, rezilienţa scade de la 17,1 la 8,1 kgm/cm².

Oţelurile austenitice de tipul Cr-Mn-N nu pot fi folosite la temperaturi ridicate decît pentru o funcţionare de scurtă durată. Pentru o funcţionare de o durată mai lungă, trebuie să li se modifice compoziţia chimică astfel încît să se obţină o structură mai stabilă. Pentru ca aceste oţeluri să aibă o rezistenţă ridicată trebuie ca austenita să fie stabilizată prin adaose de nichel şi cobalt. Este necesar să se verifice practic condiţiile în care azotul este dizolvat în austenită.

Cercetări asupra tratamentului termic optim pentru prelucrare la viteze de tăiere mici. E. Baumgartl, H. Koch şi R. Kammer, R.D.G. În stadiul actual de pronunţată mecanizare şi automatizare a producţiei, natura metalului şi a tratamentului la care a fost supus în prealabil capătă o importanţă hotărîtoare pentru prelucrabilitatea prin aşchiere. S-au făcut numeroase încercări pentru a se cunoaşte legătura dintre structura materialului şi prelucrabilitate, dar studiul diverşilor parametri care intervin rămîne extrem de dificil.

Cercetările efectuate pînă în prezent se referă în special la strunjire. Rezultatele lor se pot aplica la numeroase moduri de prelucrare unde condiţii e de tăiere sînt analoge, în special în cazul tăierii cu viteze mari. Rezultatele obţinute la viteze mari nu se pot extinde însă la procedeele cu viteze reduse, cum ar fi mortezarea, de exemplu.

Pentru a avea o vedere de ansamblu trebuie făcute încercări în condiţiile caracteristice ale acestor procedee. Parametrii cei mai importanţi sînt: durata prelucrării, forţa de tăiere, calitatea suprafeţei, formarea aşchiilor. Dintre acestea, calitatea suprafeţei prezintă importanţa cea mai mare.

La viteze de tăiere mici, metalul piesei are o puternică tendinţă de a se suda la rece cu tăişul sculei şi de a da naştere unor tăişuri încărcate. Fenomenul este periodic; atunci cînd depunerile cresc, ele se desprind, o parte este evacuată cu aşchiile, cealaltă se fixează pe suprafaţa de tăiere dînd naştere unor solzi. Datorită acestui fenomen rugozitatea suprafeţei creşte.

Studiind acest fenomen, se ajunge la concluzia că structura metalului joacă un rol decisiv. Este un fapt cunoscut că structurile omogene încarcă suprafeţele de tăiere mai mult decît structurile heterogene.

Structura primară a unui metal depinde desigur de compoziţia sa chimică, dar ea poate fi modificată prin tratament termic. În cazul oţelurilor, conţinutul de carbon are o influenţă esenţială asupra structurii.

Se vor examina cîteva tipuri de oţeluri:

Oţeluri de cementare

Pentru aceste oţeluri cu un conţinut redus de carbon, relaţia între structură şi prelucrabilitate este foarte clară. Structura este constituită în principal din ferită cu puţină perlită. Ferita care este moale şi omogenă poate fi prelucrată fără eforturi prea mari, nu uzează scula, dar dă suprafeţe rugoase. Aceasta se explică în primul rînd prin aceea că, datorită unei tendinţe spre deformare a metalului, prelucrarea este mai curînd o smulgere decît o tăiere.

Pentru oţelurile pur feritice, care nu-şi schimbă structura prin tratament termic, prelucrabilitatea nu poate fi îmbunătăţită decît prin ecruisare.

Pentru oţelurile care au o structură feritică cu un slab conţinut de perlită, se pot obţine prin tratament structuri diferenţiate ferito-perlitice-lamelare. Se caută să se obţină o structură în care ferita să înconjoare grăunţii de perlită, care se obţine mai bine printr-o răcire rapidă.

Mărimea grăunţilor trebuie să fie uniformă; un grăunte mai mare conferă o prelucrabilitate mai bună decît un grăunte fin.

Oţeluri de tratament

Datorită conţinutului ridicat de carbon este nimerit să se prelucreze aceste oţeluri după călire şi revenire, dacă condiţiile de rezistenţă permit. Se vor folosi bineînţeles tratamente termice care asigură prelucrabilitatea cea mai mare.

Pentru aceste tipuri de oţeluri, structurile bine diferenţiate ferito-cementitice sînt preferate.

Pentru a se stabili tratamentul termic optim, s-au tratat şi prelucrat trei oţeluri de cementare; C 15, 15 Cr 3, şi 20 Mo Cr 4 şi un oţel de tratament C 60.

Tratamentele termice efectuate au fost o recoacere de normalizare, o recoacere pentru mărirea grăunţilor, călirea urmată de revenire şi tratament termic denumit călire şi revenire la temperatură înaltă. Pentru primele trei tipuri de tratament, s-au aplicat condiţiile normale; pentru ultimul s-a făcut călirea la temperatură mai ridicată pentru a se obţine o structură cu grăunte mai mare.

Se menţionează că după recoacerea de normalizare şi după recoacerea pentru mărirea grăunţilor, transformarea are loc în întregime în domeniul perlitic.

Pentru a se asigura condiţii de tăiere reproductibile, prelucrarea a fost efectuată cu o viteză de tăiere de 1,5 m/min pe o maşină de mortezat orizontală. Suprafaţa prelucrată a fost rabotată în prealabil pentru a se înlătura decarburările superficiale.

Mortezarea s-a efectuat cu o adîncime de tăiere de 0,1 mm, fără răcire şi astfel încît la cursa de întoarcere scula să nu atingă suprafaţa epruvetei. Unghiul de aşezare a sculei a fost de 3°, unghiul de degajare a aşchiei de 12°, lăţimea tăişului de 6 mm. Toate epruvetele au fost prelucrate cu aceeaşi sculă; uzura sculei a fost minimă.

S-a determinat rugozitatea suprafeţei perpendiculare pe direcţia de aşchiere cu un profilometru Schmaltz. S-au examinat metalografic structurile, pe secţiunea lustruită electrolitic; s-au construit curbe ale rugozităţii în funcţie de rezistenţa la tracţiune.

Rezultatele încercărilor. Oţelul de cementare C 15

Pentru acest oţel tratamentul termic optim este o răcire în care are loc o transformare perlitică totală, deoarece, datorită conţinutului redus de carbon, viteza critică de răcire este foarte mare. O călire şi revenire sau o călire şi revenire la temperatură înaltă îmbunătăţesc calitatea suprafeţei şi măresc rezistenţa. În structură predomină ferita. Prelucrabilitatea acestui oţel este optimă în cazul unei repartiţii omogene a feritei şi a unei abundente formări de perlită, care se produc în urma unei căliri şi a unei uşoare reveniri.

Oţelul de cementare 15 Cr 3

În cazul prelucrării acestui oţel nu se pot obţine rugozităţi acceptabile ale suprafeţei decît în urma unui tratament de călire şi revenire sau călire şi revenire la temperatură înaltă. S-a constatat de asemenea că o repartiţie regulată a feritei împiedică încărcarea tăişului şi dă o calitate bună a suprafeţei.

Oţelul de cementare 20 Mo Cr 4

Caracteristica acestui oţel este că are o transformare perlitică lentă, datorită conţinutului ridicat de elemente de aliere. Prelucrabilitatea lui este mai bună decît a celorlalte oţeluri de cementare cu crom-mangan, deoarece precipitarea feritei proeutectoide formează o reţea foarte fină, iar fracţiunea reziduală se transformă în bainită care se prelucrează uşor. La acest oţel, toate structurile obţinute după încercare dau o calitate bună a suprafeţei.

Oţelul de tratament C 60

La acest oţel tratamentul termic optim este în funcţie de rezistenţa mecanică pe care trebuie să o aibă. În general constă dintr-o călire şi revenire sau o normalizare şi o recoacere la temperatură înaltă, care dau o calitate bună a suprafeţei, deoarece în toate structurile formate în urma acestor tratamente ferita are o repartiţie uniformă. Tratamentul de recoacere, de normalizare şi recoacere pentru mărirea grăunţilor este mai economic.

Concluzii

Pentru toate aceste oţeluri o structură în care ferita este fină şi uniform repartizată în toată masa corespunde celei mai bune calităţi a suprafeţei.

Deci, orice tratament termic care produce o repartiţie uniformă a feritei este recomandabil.

Pentru oţelurile obişnuite de cementare, după călire şi revenire se obţine o rezistenţă de 90—100 kgf/mm².

Pentru oţelurile cu grăunte fin, recoacerea de normalizare dă de asemenea o bună prelucrabilitate.

Pentru oţelurile de tratament, rezultatele sînt aceleaşi ca pentru oţelurile de cementare; recoacerea de normalizare dă o repartiţie a feritei favorabilă unei bune prelucrabilităţi.

Recenzii

LANDA, A. F. **Osnovî polucenia ciuguna povişennovo kacestva.** (Bazele obţinerii fontei de înaltă calitate). Moscova, Editura Maşghiz, 1960, 238 pagini, 158 figuri, 37 tabele.

Oamenii de ştiinţă şi specialiştii sovietici au îmbogăţit literatura tehnică din domeniul fontelor cenuşii prin elaborarea unor lucrări valoroase, unele din ele cunoscute în întreaga lume. Astfel, pot fi citate lucrările lui Ghirşovici, Vaşcenko, Troiţki, Landa, Milman şi alţii.

Cartea prof. Landa îşi propune să analizeze mai profund procesul de formare a structurii în funcţie de compoziţie, condiţiile de solidificare şi tratamentul termic al piesei turnate, întrucît aceste procese determină în final proprietăţile fontei. În lucrare se face o legătură între bazele metalurgiei fizice a fontei şi tehnologia de fabricare a pieselor turnate de calitate, cu destinaţie diferită.

Cartea cuprinde următoarele capitole: clasificarea fontelor; legătura între structură şi proprietăţi, bazele teoriei grafitizării, factorii principali care influenţează structura şi proprietăţile, mărcile importante de fontă şi obţinerea lor, tratamentul termic.

Problema legăturii dintre structură şi proprietăţile fontei este analizată ţinînd seamă de componenţii structurali, şi în special de forma şi cantitatea de grafit. Autorul propune o serie de formule care dau posibilitatea calculării rezistenţei fontelor cenuşii în funcţie de structură (compoziţie chimică, viteză de răcire etc).

În capitolul III — bazele teoretice ale grafitizării fontei —, se face o analiză amplă a ipotezelor existente şi se aduc unele contribuţii în lămurirea mecanismului procesului de grafitizare. Autorul consideră că factorii cei mai importanţi ai grafitizării sînt rezistenţa la deformare a masei metalice înconjurătoare şi capacitatea acesteia de a se deforma şi dilata sub influenţa cristalelor de grafit în curs de creştere. El aduce numeroase argumente noi în sprijinul acestei ipoteze, arătînd în acelaşi timp inconsistenţa teoriei privind rolul autodifuziei.

Capitolul IV — factorii de bază care influenţează structura şi proprietăţile fontei — tratează despre influenţa supraîncălzirii, compoziţiei chimice, grosimii pereţilor piesei, gazelor asupra structurii şi proprietăţilor fontei. Se dau nomograme pentru calculul compoziţiei, structurii şi proprietăţilor fontelor cenuşii, obişnuite, modificate şi cu grafit nodular.

În capitolul V se analizează modul de obţinere a celor mai importante mărci de fonte cenuşii nealiate şi aliate, cu diferite destinaţii (proprietăţi mecanice ridicate, rezistenţe la uzură etc.).

Fonta maleabilă (particularităţile obţinerii şi proprietăţile) este tratată în capitolul VI. În cadrul acestui capitol se acordă o atenţie deosebită principiilor care stau la baza stabilirii regimului de recoacere. Se prezintă date noi privind scurtarea duratei de grafitizare a fontelor.

Tehnologia obţinerii fontei cu grafit nodular şi proprietăţile de exploatare ale acestei fonte sînt prezentate în capitolul VII. Se analizează atît fontele nealiate cît şi cele aliate cu destinaţie specială (rezistente la temperaturi înalte şi fonte antiacide).

Tratamentul termic şi termo-chimic constituie obiectul capitolului VIII. Autorul analizează diferitele feluri de tratamente folosite în cazul fontelor (tratament pentru detensionarea pieselor turnate, recoacerea grafitizantă, normalizarea, călirea, revenirea etc.). Capitolul cuprinde date noi privind azotarea şi alitarea fontelor de înaltă calitate, tratamentul termic în strat semifluid etc.

În cazul multor probleme încă discutabile, autorul îşi spune punctul de vedere, argumentîndu-l cu date experimentale originale (cum ar fi cazul analizei procesului de gratifizare). Aceasta dă un caracter de noutate lucrării. Totuşi, nu toate capitolele sînt tratate la acelaşi nivel. În unele din ele, materialul este prezentat după o schemă cam învechită, fără ca autorul să fi intervenit substanţial în interpretarea lui.

Cartea este destinată inginerilor care lucrează în domeniul turnării pieselor din fontă.

L. Sofroni

PASERE, E. şi BĂRBULESCU, GH. **Aparate electrice şi electronice din laboratoarele industriale.** Editura Tehnică, Bucureşti, 1961.

Intensificarea acţiunii pentru ridicarea continuă a nivelului tehnic al mijloacelor de producţie în întreaga economie naţională este o sarcină de o deosebită importanţă, trasată de cel de al III-lea Congres al P.M.R., de Hotărîrea C.C. al P.M.R. şi a Consiliului de Miniştri al R.P.R. privind ridicarea nivelului tehnic al producţiei.

În anii puterii populare, noile unităţi industriale cît şi cele vechi au fost înzestrate cu aparatură de laborator din ce în ce mai perfecţionată.

Directivele celui de-al III-lea Congres al P.M.R. trasează ca sarcină principală ridicarea continuă a nivelului tehnic, îmbunătăţirea calităţii produselor, creşterea randamentului şi a economicităţii maşinilor şi instalaţiilor.

Pentru realizarea acestei sarcini, Directivele indică o serie de măsuri printre care şi dezvoltarea reţelei de laboratoare uzinale.

Traducerea în viaţă a Directivelor C.C. al P.M.R. privitoare la întrecerile socialiste al căror obiectiv principal este obţinerea de produse la nivelul celor mai perfecţionate produse asemănătoare de pe piaţă mondială, pretinde un exigent control de calitate, efectuat de specialişti calificaţi care să cunoască aparatura din laboratoarele respective. Lucrarea „Aparate electrice şi electronice din laboratoarele industriale" apărută în Editura Tehnică cuprinde descrierea, exploatarea, întreţinerea, verificarea şi depanarea aparatelor pentru pregătirea şi condiţionarea probelor, pentru încărcări, pentru stabilirea compoziţiei, analize etc., din diferite ramuri industriale. După modul cum este alcătuită, lucrarea este utilă nu numai pentru formarea unei vederi de ansamblu asupra principiilor de bază ale aparatelor de laborator, celor mai corespunzătoare din punct de vedere funcţional şi economic, ci şi pentru rezolvarea concretă a unor probleme legate de exploatarea lor.

Sînt prezentate aparate de uz comun pentru diferitele laboratoare: pentru pregătirea şi condiţionarea probelor şi pentru încercările de laborator. Apoi se face o prezentare a aparatelor pe ramuri industriale. Sînt descrise aparate folosite în laboratoarele din industria metalurgică şi constructoare de maşini, industria chimică şi petrolieră, industria textilă, industria cauciucului şi alimentară. Prezentarea unui număr de peste 80 scheme cu valori ale aparatelor electrice şi electronice existente în laboratoarele nostre uzinale face ca utilitatea cărţii să fie şi mai mare. Lucrarea apărută în Editura Tehnică cuprinde 8 capitole.

Capitolul I tratează problema traductoarelor, amplificatoarelor şi a aparatelor de măsură. Se amintesc pe scurt principalele elemente componente ale aparatelor electronice de laborator, studiul lor amănunţit făcînd obiectul unor lucrări de specialitate.

Într-o tabelă sînt indicate tipurile de traductoare ce se utilizează pentru măsurarea mărimilor neelectrice şi care acoperă în prezent o gamă foarte largă de măsurări a mărimilor neelectrice.

Nu se prezintă decît amplificatoarele cu tuburi, deoarece cele cu tranzistoare încă nu au fost introduse în aparatura de laborator utilizată în ţara noastră.

Capitolul II cuprinde aparate de laborator utilizate în diferite ramuri industriale. Larga dezvoltare a încercărilor de laborator a dus la crearea unei mari diversităţi de aparate specifice fiecărei industrii, totuşi numeroase aparate de acest fel îşi găsesc utilizarea comună în mai multe ramuri industriale. Ca un exemplu este suficient să amintim cuptoarele de laborator sau pH-metrele, care sînt în egală măsură utilizate în laboratoarele din industria metalurgică, industria chimică, alimentară ş.a.m.d.

Iniţial, se tratează aparatul electric de laborator cu o utilizare mai largă în prelucrarea şi condiţionarea probelor. Se descriu cele mai reprezentative tipuri de cuptoare de laborator şi anume: etuva, cuptorul cu cameră şi cuptorul cu creuzet. Se dau principiul şi domeniul de utilizare a cuptoarelor precum şi unele indicaţii cu privire la deranjamentele ce se pot ivi şi posibilitatea de înlăturare.

Paragraful următor dă unele indicaţii referitoare la autoclave e ce se utilizează în industria chimică, chimia biologică şi industria uşoară etc. În continuare se dă principiul de funcţionare şi domeniul de utilizare a unor tipuri de frigidere întîlnite curent în ţara noastră: cu compresor (Zil, Saratov II) de fabricaţie sovietică, cu difuziune (Pinguin, Fram), fabricate la noi în ţară.

În încheiere se dau indicaţii cu privire la frigiderele termoelectrice cărora li se întrevede o largă utilizare în viitor.

Paragraful următor se ocupă de termostate. Aceste aparate sînt folosite pe scară largă în laboratoare atît pentru pregătirea unor probe înainte de încercări cît şi pentru executarea unor probe în anumite condiţii de temperatură, impuse de norme (în viscozimetrie, refractometrie, verificare de termometre).

Se descriu şi se dau datele tehnice cu privire la cele mai utilizate termostate şi anume: termostatul tip TS-24 (sovietic), ultratermostatul Höppler şi termostatul Wobser.

În paragrafele următoare se dau principiile şi domeniile de utilizare ale altor aparate de laborator: higrostate şi termohigrostate, mori cu bile şi lămpi cu lumină rece.

Aparatele pentru încercări de laborator sînt amplu descrise dată fiind utilitatea lor comună în diverse ramuri industriale. Dintre acestea, cele mai importante sînt: pH-metrele, umidometrele şi stroboscopul electronic. Se remarcă varietatea exemplificărilor date la fiecare dintre problemele tratate.

În plus, la unele aparate recent introduse în cadrul laboratoarelor noastre se dau şi indicaţii privind manipularea, modul de întreţinere şi de înlăturare a deranjamentelor. Capitolul III cuprinde aparate de laborator specifice pentru industria metalurgică şi constructoare de maşini.

În industria metalurgică aparatura de laborator este foarte variată. Ea se foloseşte pentru încercări mecanice ale materialelor, semifabricatelor şi pieselor, la analize chimice ale materialelor intrate în uzine, la analize chimice spectrale ale metalelor lichide, la controlul metalografic, controlul tratamenului termic, la cercetarea defectelor în piese etc.

Unele aparate sînt pur mecanice iar altele electronice şi electrice.

Spaţiul limitat al cărţii nu permite prezentarea tuturor aparatelor de laborator electronice şi electrice şi de aceea se descriu numai cîteva aparate dintre cele mai moderne, care se întîlnesc mai des în laboratoarele din industria noastră metalurgică şi constructoare de maşini.

Acestea au fost grupate în: aparate pentru stabilirea compoziţiei, aparate pentru determinarea unor mărimi mecanice pe cale electrică (cu ajutorul traductoarelor tensometrice, capacitive, piezoelectrice etc.) şi aparate pentru încercări de materiale şi piese prin metode nedistructive (raze X şi ultrasunete). Aparatele prezentate în prima grupă stabilesc compoziţia materialelor prin analize spectrale, pe cale termomagnetică sau pe cale magnetică. Se dau principiile de funcţionare, schemele de principiu, indicaţii privind modul de lucru la aparat şi modul de înlăturare a deranjamentelor, la o serie de aparate ce se întîlnesc frecvent în laboratoarele institutelor noastre cum ar fi: spectroscopul SL 10 – U.R.S.S., spectroscopul de mînă pentru analiza metalelor cu generator cu scîntei, arcul tip SP-3-Varimex – R.P.P., avizometrul tip A. şi sortatorul de oţel tip 2733/S Orion – R.P.U.

Cealaltă grupă tratează problema traductoarelor electrice ce îşi găsesc o largă utilizare în domeniul controlului şi încercărilor mecanice ale materialelor şi pieselor. Se descrie tensometrul cu fir rezistiv, insistîndu-se mai mult asupra lui dată fiind importanţa deosebită a acestui fel de încercări, precum şi un aparat pentru controlul suprafeţelor cu traductor capacitiv. În continuare se analizează aparatele pentru încercări mecanice nedistructive şi anume: aparate de laborator cu raze X (defectoscopul Röntgen tip PD-A Model DRM-200 şi aparate de laborator cu ultrasunete (defectoscopul cu ultrasunete).

Capitolul IV se ocupă de aparatele de laborator specifice pentru industria chimică şi petrolieră.

Aparatajul de laborator electronic şi electric folosit în acest scop cuprinde aparatele pentru analize conductometrice, pentru analize potenţiometrice, pentru analize fotocolorimetrice şi pentru analize polarografice.

Se analizează tipurile de aparate utilizate în conductometrie.

Măsurarea conductivităţii se poate face cu ajutorul unor electrozi introduşi în rotaţia respectivă (conductometrie cu electrozi), şi din această primă grupă se descriu: puntea Kohlrausch, conductometrul de laborator IRME, conductometrul Chirena – R.S.C. şi un salinometru – U.R S.S.

Tot pentru măsurarea conductivităţii se mai foloseşte o metodă de măsură cu curenţi de înaltă frecvenţă (conductometrie fără electrozi) şi din grupa aceasta se descrie IF-metrul universal ALPI.

În continuare se prezintă o serie de alte aparate de laborator folosite pentru analiza potenţiometrică, fotocolorimetrică şi polarografică.

În cuprinsul capitolului V se descriu aparatele de laborator specifice pentru industria textilă şi anume: aparatele pentru condiţionarea probelor, aparatele pentru probe fizico-mecanice la fibre, fire şi ţesături şi aparatele pentru probele chimice de vopsire.

La fel ca şi în celelalte capitole se analizează o serie de aparate ce se întîlnesc în mod curent în laboratoarele industriale.

Se dau: principiul şi domeniul de utilizare, descrierea aparatului, întreţinerea, reglarea, deranjamente şi înlăturarea lor.

Capitolele VI şi VII se ocupă de aparatele de laborator specifice pentru industria cauciucului şi pentru industria alimentară.

În industria cauciucului se folosesc metode de control şi măsură ce se referă în general la proprietăţile mecanice şi electrice ale cauciucului. Se descriu două aparate întîlnite mai des şi anume defometrul şi aparatul Martens.

O largă răspîndire o au în industria alimentară, aparatele de laborator descrise în capitolele anterioare: cuptoare, etuve, frigidere, umidometre, pH-metre, potenţiometre, conductometre, colorimetre etc.

În cadrul capitolului VII se analizează numai aparatele specifice în industria alimentară, şi anume: detectorul şi aparatul pentru determinarea randamentului de drojdie.

Ultimul capitol se ocupă de verificarea şi repararea aparatelor electronice.

Tratarea problemelor din cadrul acestui capitol este utilă şi valabilă pentru toate aparatele de laborator.

Pentru determinarea cauzelor deranjamentului unui aparat electronic de laborator se pot utiliza două metode: fie măsurarea tensiunilor şi a rezistenţelor la punctele uşor accesibile, fie verificarea sistematică în anumite puncte importante ale schemei. Metoda a doua este o metodă logică ce duce la rezultate sigure.

Problemele tratate în această ultimă parte sînt împărţite în 6 subcapitole: verificarea şi defecţiunile caracteristice pieselor electronice; verificarea şi reglarea regimului tuburilor electronice şi a funcţionării etajelor; verificarea etajelor de alimentare; repararea aparatelor electronice; instalarea şi întreţinerea aparatelor electronice; tehnica securităţii la manipularea aparatelor electronice.

O bibliografie bogată este prezentată la sfîrşitul lucrării. Poate ar fi fost mai indicată repartizarea bibliografiei pe capitole pentru uşurinţa documentării.

Cartea prezintă un bogat material descriptiv şi schematic în bune condiţii grafice, ceea ce facilitează înţelegerea noţiunilor prezentate.

Coordonarea unui număr atît de mare de aparate în vederea alcătuirii unui singur material a necesitat un efort deosebit din partea autorilor, pentru asigurarea caracterului unitar, tratarea echilibrată a diverselor probleme în cadrul fiecărei părţi şi ponderea corespunzătoare a părţilor între ele.

Materialul este expus cu claritate iar numărul mare de scheme ajută la precizarea noţiunilor.

Lucrarea interesează pe tehnicienii şi inginerii care lucrează în laboratoarele uzinale şi în genera pe toţi tehnicienii şi inginerii electrotehnici şi electronişti.

Ing. Romeo Popescu

JDANOV, A. I.: **Eficienţa economică a modernizării utilajului.** (traducere din limba rusă, I.D.T., 1961, 121 p.)

Această carte este consacrată unei teme de mare actualitate — modernizarea maşinilor-unelte, cale importantă de mărire a productivităţii muncii în întreprinderile constructoare de maşini.

În primul capitol se tratează despre importanța pentru economia națională a modernizării utilajului în întreprinderile constructoare de mașini.

Autorul arată că, în ultimii ani, ritmul de înzestrare a industriei constructoare de mașini cu mijloace tehnice noi a crescut, însă cerințele de mașini moderne, fiind foarte mari, nu pot fi pe deplin satisfăcute.

Principala cauză a decalajului dintre necesitățile de mașini noi și posibilitățile de înzestrare este determinată de învechirea utilajului existent, ca urmare a deprecierii sale prin uzură morală. Se arată că anual, în U.R.S.S., cel puțin 12—15% din parcul de utilaj se depreciază și trebuie înlocuit din cauza uzurii morale. Volumul anual de producție de mașini-unelte pentru așchierea metalelor reprezintă circa 6% din parcul de mașini existente în exploatare. Cerințele pentru export și pentru lărgirea parcului de mașini în funcțiune fac ca, în mod real, numai 2—3% din cele 12—15% utilaj depreciat să fie înlocuit cu utilaj nou.

De aici autorul conchide importanta sarcină pentru întreprinderile care nu pot primi cantitatea necesară de utilaj nou, ca, în vederea asigurării volumului sporit al producției, a creșterii continue a productivității muncii și a perfecționării proceselor tehnologice, să recurgă la calea modernizării utilajului în funcțiune, prin modernizare înțelegîndu-se înnoirea utilajului existent în scopul eliminării parțiale sau totale a uzurii morale.

O atenție deosebită se acordă în acest capitol necesității planificării pe întreaga economie națională a modernizării utilajului. modernizare care, chiar dacă nu atinge în toate cazurile nivelul utilajului celui mai perfecționat, reprezintă totuși o cale eficientă a creșterii productivității muncii sociale.

Autorul ajunge la concluzia justă că, pentru a avea o eficiență ridicată, modernizarea nu trebuie să cuprindă utilaje de tipuri foarte învechite (de la care nu rămîn decît batiuri, toate mecanismele înlocuindu-se cu altele noi) și nici mașinile de tipuri relativ recente, ale căror caracteristici tehnice se apropie de cele ale utilajelor noi.

Ca metodă de mărire a eficienței economice a modernizării, autorul indică folosirea proiectelor-tip de modernizare, elaborate de Institutele de proiectări și cercetări centrale, și efectuarea de către întreprinderi a lucrărilor de modernizare concomitent cu executarea reparațiilor capitale sau mijlocii ale utilajelor respective.

În continuare se dau formulele de calcul al eficienței modernizării, exprimată prin intermediul diferiților indici, ca: mărirea capacității de producție, creșterea productivității muncii, reducerea prețului de cost al producției, economii de fonduri la investiții.

Capitolul II al cărții este consacrat metodologiei de determinare a eficienței economice a modernizării utilajului. În mod analitic se trec în revistă toți factorii tehnico-economici de care trebuie să se țină seamă în modernizarea mașinilor-unelte, ca: intensificarea regimurilor de așchiere, reducerea timpilor auxiliari, specializarea utilajului pe gen de operații, creșterea gradului de precizie a lucrărilor, semiautomatizarea și automatizarea procesului de producție, îmbunătățirea condițiilor de securitate a muncii.

Din analiza acestor factori, în partea finală a capitolului se ajunge la concluzia că eficiența economică a modernizării se determină sub forma diferenței dintre suma economiilor anuale rezultate ca efect al modernizării și cheltuielile efectuate cu modernizarea.

Ca urmare logică, capitolele III și IV se ocupă de metodologia stabilirii economiilor ca rezultat al reducerii prețului de cost la produsele fabricate la utilajul modernizat. Se dau formulele de calcul pentru fiecare element de preț de cost în parte, însoțite de deducțiile și concluziile respective.

Ultimul capitol, V, prezintă metodologia determinării cheltuielilor pentru modernizarea utilajului în două variante: după metoda calculului analitic și după metoda normativelor.

Datele prezentate în această lucrare permit să se tragă concluzia că execuția centralizată a subansamblelor și pieselor necesare modernizărilor, ce ar putea cuprinde 60—70% din totalul mașinilor supuse modernizării, permite reducerea suplimentară a cheltuielilor de modernizare cu cel puțin 30%.

Autorul arată că cheltuielile pentru modernizare se recuperează într-o perioadă mai lungă sau mai scurtă, în funcție de eficiența modernizării, pe seama beneficiului suplimentar realizat în urma creșterii productivității muncii la mașinile modernizate.

Cartea prezintă o bogată anexă de tabele, cu indicii și coeficienții ce se folosesc de obicei în calculul eficienței modernizării.

Introducerea unui capitol cu exemple cifrice concrete de calcul al eficienței modernizărilor ar fi contribuit la explicitarea temei tratate. De asemenea era necesar să se insiste asupra ideii de a nu se privi modernizarea utilajului ca o măsură provizorie, determinată de insuficiența de utilaj nou, pentru înlocuirea celui depreciat. De altfel, fugitiv, se arată că modernizarea constituie una dintre formele permanente ale progresului tehnic, deoarece în multe cazuri permite ridicarea utilajului depreciat la nivelul tehnicii moderne, cu cheltuieli de muncă socială mai mici decît în cazul înlocuirii cu utilaj nou.

Privită în ansamblul ei, prin tema pe care o tratează, cartea prezintă o utilitate de necontestat pentru inginerii și tehnicienii care lucrează în întreprinderile constructoare de mașini. Ea poate servi de asemenea ca material documentar prețios pentru comisiile de modernizare a utilajului ce activează în întreprinderi sau instituții centrale.

Ing. **Dumitru Marinescu**

HAUSSLER, W. **Diagrama Mollier – i-x – pentru aer umed și folosirea ei în tehnică** (Das Mollier — i-x — Diagramm für feuchte Luft und seine technischen Anwendungen). În colecția: Termotehnica și economia căldurii, vol. **15** (Wärmelehre und Wärmewirtschaft, Band 15), Ed. Theodor Steinkopff, Dresden-Leipzig, 1960, **XII**, 167 pag., 92 fig., 9 diagrame în anexă.

Metodele de calcul grafic prezintă o importanță deosebită în activitatea inginerească, mai ales în cazul studierii unor fenomene complexe. Modificările de stare ale amestecurilor gaze-vapori, însoțite de schimbări de fază și de schimburi de substanță și de energie (sub formă de căldură și, eventual, de lucru mecanic), constituie un exemplu tipic de astfel de procese complexe.

După o scurtă trecere în revistă a principalelor relații termodinamice aplicabile aerului umed, autorul prezintă tipurile esențiale de diagrame de calcul folosite în practică: i-t (Mueller), t-x (Carrier) și i-x (Mollier), oprindu-se asupra ultimei. Se expun, în mod detaliat, construcția diagramei i-x, diferitele perfecționări și completări survenite dela apariția sa pînă în prezent, caracteristicile și posibilitățile de folosire a diagramei în studiul diferitelor procese. În continuare se prezintă metodele și procedeele de măsurare a umidității, precum și ciclurile de funcționare a instalațiilor de umidificare, climatizare și uscare. În capitolul final se tratează problema comprimării și destinderii aerului umed, ținînd seamă de influența umidității asupra valorii exponentului adiabatic. Lucrarea cuprinde 26 de exemple numerice; enunțul acestora este astfel ales încît ilustrează problemele esențiale tratate, punînd în evidență toate posibilitățile de utilizare a diagramei i-x. În încheiere se dă o bogată bibliografie referitoare la gazele umede. Anexa cuprinde: patru diagrame i-x, pentru presiuni cuprinse între 490 torr și 10 at și pentru temperaturi cuprinse între —30°C și 200°C; două diagrame t-x, pentru aceleași intervale de presiuni și temperaturi; trei diagrame pentru determinarea exponentului politropic al aerului, în funcție de umiditate.

În partea finală se menționează diagrama s-x pentru aer umed, recent introdusă de către Bosnjakovic. Date fiind avantajele caracteristice și aspectele interesante pe care le oferă, considerăm că ar fi fost utilă o prezentare mai detaliată a acestei diagrame.

Datorită modului clar de expunere, lucrarea are importante merite din punct de vedere didactic; datorită prezentării diferitelor metode de calcul și, îndeosebi, datorită diagramelor la scară mare anexate, lucrarea este deosebit de utilă și în activitatea practică, adresîndu-se îndeosebi specialiștilor care activează în domeniul climatizării, condiționării, uscării etc.

Ing. **Ioan Nerescu**

Cronică

Institutul de sudură V.U.S. din Bratislava

O delegaţie a Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini a efectuat în cursul lunii septembrie 1961 un schimb de experienţă la Institutul de sudură din Bratislava (R.S.Cehoslovacă). Legăturile ţării noastre cu acest institut s-au întărit în ultimii ani în urma unei vizite făcute în anul 1959 de către o delegaţie a Comitetului Central al P.M.R. Avînd în vedere importanţa tehnico-economică a realizărilor institutului pentru dezvoltarea şi extinderea tehnicii sudurii în ţara noastră, considerăm util a face cunoscute organizarea şi activitatea Institutului de sudură din Bratislava.

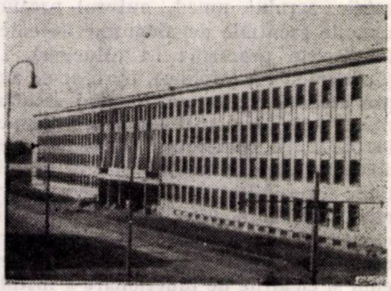


Fig. 1. Clădirea principală a Institutului de sudură V.U.S.-Bratislava.

Institutul V.U.S. (Vyskumny Ustav Svaracsky) a fost înfiinţat în anul 1949.

Sarcinile institutului, stabilite prin statutul de organizare, sînt .

1. Efectuarea de cercetări fundamentale teoretice şi practice în domeniul sudării, cercetarea diferitelor procedee de sudare din punctul de vedere al metodelor de aplicare, cercetarea sudabilităţii metalelor şi a materialelor de sudură, studiul progreselor în acest domeniu în străinătate şi în ţară, publicarea rezultatelor cercetărilor şi aplicarea lor în producţie.

2. Acordarea de ajutor tehnic uzinelor la dezvoltarea şi punerea în fabricaţie a noilor produse sudate, precum şi la repararea prin sudare a pieselor de maşini avariate.

3. Şcolarizarea cadrelor medii şi superioare pentru sudură.

O importanţă mare pentru dezvoltarea Institutului V.U.S. a avut-o Hotărîrea Guvernului R.S. Cehoslovace din 23.12.1952, în care s-a trasat ca sarcină Ministerului Metalurgiei de a termina reconstrucţia institutului pînă în anul 1955 şi a-l dota cu utilajele necesare. Între timp, în 1953, pe baza unei noi hotărîri, s-au început alte lucrări noi de investiţii pentru mărirea capacităţii institutului. În 1955 s-au dat în funcţiune secţiile de cercetare pentru electrozi şi fluxuri de sudură şi laboratoarele de încercări mecanice şi cercetări metalurgice. Clădirea principală a institutului Fig. 1) a fost dată în folosinţă treptat şi în ea sînt amenajate laboratoarele chimice, electrice, fizice şi metalografice, secţia de documentare, secţia de proiectări şi diverse compartimente economice şi administrative.

Lucrările de investiţii continuă şi în prezent, printre care cea mai importantă — Şcoala superioară de sudare — este în fază de încheiere. Această şcoală a funcţionat pînă în prezent într-o clădire provizorie a Politehnicii slovace, fiind absolvită de peste 200 de ingineri sudori. Din absolvenţii acestei şcoli s-au format cadrele tehnice de bază ale institutului, întrucît la înfiinţarea sa nu au existat încă suficienţi tehnicieni şi ingineri sudori cu experienţă pentru activitatea de cercetare.

În ultimii ani, efectivul şi capacitatea institutului au crescut deosebit de mult, fiind în prezent unul dintre cele mai mari institute de cercetări în domeniul sudurii pe plan mondial. Numărul total al angajaţilor este de 700, din care 120 ingineri 180 maiştri şi tehnicieni şi circa 300 muncitori.

În prezent, institutul dispune de următoarele sectoare de cercetare :

Sector tehnologic	Sector laboratoare	Sector proiectare	Sector întreţinere
Secţia electroni, fluxuri	Laborator-izotopi radioactivi	Proiectări — maşini de sudură	Atelier mecanic
Secţia laminoare, cuptoare	Laborator încercări mecanice	Proiectări — constru sudate	Construcţii-montaj
Secţia sudare electrică prin presiune	Laborator metalografie şi fizica metalelor	Proiectări speciale (electrice, hidraulice etc.).	Energetic-şef
Secţia sudarea cu arc electric, manuală	Laborator electrie		Mecanic-şef
Secţia sudare automată sub flux şi în baie de zgură	Laborator metalurgie chimică		Protecţia muncii
Secţia sudare cu flacără			
Secţia sudarea metalelor neferoase			
Secţia sudarea materialelor plastice			

La acestea se adaugă o serie de sectoare tehnico-economice şi administrative, ca : serviciile de planificare, norme, şcolarizare, documentare, financiar, investiţii etc.

Întreaga activitate a institutului se desfăşoară pe baza unui plan anual întocmit şi dirijat de serviciul de planificare. Acest plan este defalcat pe secţii, servicii, ateliere şi laboratoare. Capacitatea institutului acoperă în prezent numai 50% din volumul lucrărilor cerute de industrie. De aceea la întocmirea planului anual se ţine seamă de importanţa, eficienţa economică şi urgenţa problemelor.

Problemele de plan se împart în trei grupe mari : probleme tehnice de stat, respectiv departamentale, probleme de colaborare, solicitate de uzine, şi probleme interne, propuse de institut.

Activitatea institutului este astfel organizată, încît lucrările rezolvate se predau într-o formă sintetizată beneficiarilor pentru aplicarea în industrie. În aceste lucrări se dă o atenţie deosebită cercetărilor problemelor de bază ale sudării, studiului proprietăţilor materialelor de sudură, cunoaşterii fenomenelor fizice şi metalurgice ce au loc la sudare. Plecînd de la aceste premise, a fost posibilă rezolvarea a o serie de probleme complexe ale tehnicii sudării, cu caracter de orientare în industria metalurgică şi constructoare de maşini. S-au elaborat astfel noi calităţi de oţeluri, noi materiale sudabile de construcţie, noi elemente tipizate pentru maşini de sudură, norme şi prescripţii pentru aplicarea tehnologiei de sudare.

Prin aplicarea raţională a cercetărilor realizate în domeniul sudării la Institutul V.U.S., se urmăreşte obţinerea următoarelor eficienţe tehnico-economice :

— Elaborarea pe scară industrială de noi materiale de construcţie mai avantajoase.

— Proiectarea şi construcţia de maşini şi utilaje cu greutate proprie redusă şi cu execuţie simplă.

— Creşterea productivităţii muncii cu 12—15% în construcţia de maşini grele şi cu 30—50% la produse de serie.

— Repunerea rapidă în funcţiune a agregatelor avariate, prin repararea prin sudură a pieselor sparte, pentru reducerea timpilor de întrerupere în producţie şi economie de investiţii.

— Prelungirea duratei de funcţionare a maşinilor prin încărcare cu metale speciale.

— Economisirea de metale deficitare prin utilizarea de oţeluri de înlocuire ieftine şi sudabile.

— Reducerea ciclurilor de fabricaţie ale unor produse prin aplicarea de metode tehnologice noi şi asimilarea de noi produse executate prin sudură.

Una dintre problemele cele mai importante cercetate de institut este stabilirea factorilor care determină sudabilitatea metalurgică a oţelurilor. Cu ajutorul microscopului electronic al institutului a fost studiat mecanismul transformărilor structurale la sudură şi descoperite numeroase fenomene care influenţează comportarea oţelurilor la sudare. Printr-o colaborare exemplară cu uzinele siderurgice, în R.S.Cehoslovacă sînt elaborate în prezent oţeluri de construcţie sudabile.

În colaborare cu industria siderurgică s-au dezvoltat noi oţeluri termostabile, care înlocuiesc cu succes oţelurile cu elemente deficitare pentru instalaţii energetice cu temperaturi de exploatare pînă la 550°C.

Începînd din anul 1950, institutul a fost însărcinat cu studierea sudabilităţii unor oţeluri feritice bogat aliate şi a unor oţeluri austenitice de construcţii, care urmau să fie aplicate la construcţia unei mari uzine chimice. S-au studiat oţeluri feritice cu un conţinut de circa 14% Cr, oţeluri austenitice tip 18 Cr, 8 Ni, oţeluri cu 30% Cr, precum şi oţeluri placate cu compoziţii asemănătoare. Problema a fost rezolvată cu succes, principalele rezultate fiind publicate în lucrarea ,,Construcţii sudate din oţeluri placate şi cu acoperiri metalice'' precum şi în lucrarea ,,Diagrama descompunerii izoterme a austenitei''.

În continuare se descriu principalele domenii de activitate ale institutului şi rezultatele mai importante obţinute în ultimii ani.

Electrozi şi fluxuri

În prezent, în R.S.Cehoslovacă se fabrică electrozi de sudură de toate tipurile, la a căror perfecţionare V.U.S. a avut o contribuţie însemnată. Pentru oţeluri aliate se merge în principiu pe linia folosirii de sîrme aliate. Electrozi din sîrmă nealiată şi cu elemente de aliere în înveliş nu se fabrică în R.S.Cehoslovacă. Asemenea electrozi pentru încărcări prin sudură au fost realizaţi pe scară semiindustrială de către Institutul V.U.S. De asemenea s-au realizat cu succes electrozi speciali bimetalici pentru sudarea fontei. În total V.U.S. a elaborat peste 30 tipuri noi de electrozi.

Se acordă o atenţie deosebită şi îmbunătăţirii producţiei de serie a electrozilor, prin ridicarea productivităţii muncii. În acest scop s-a realizat o serie de instalaţii automate şi utilaje, care după experimentarea în laborator au fost puse la dispoziţia industriei. În cadrul acestei secţii s-au depus cele mai mari străduinţe pentru crearea de fluxuri pentru sudarea electrică sub flux şi sudarea în baie de zgură. Primul succes a fost realizarea fluxului VUS-1P pentru sudarea tablelor de 25—100 mm grosime, din oţeluri obişnuite sau aliate. Apoi s-a realizat fluxul VUS-152 pentru oţeluri de rezistenţă şi pentru sudură de încărcare, în special pentru încărcarea cilindrilor de laminare. Pentru sudarea automată a oţelurilor bogat aliate şi refractare s-a elaborat fluxul VUS-03. Fluxul VUS-34 Mn, destinat sudării automate a oţelurilor de construcţie, se fabrică în prezent pe scară industrială şi în mare parte pentru export (în Suedia, Belgia şi în alte ţări) la uzina Z.A.Z. Vamberk. Pentru construcţii sudate supuse la solicitări dinamice din oţeluri aliate s-a elaborat fluxul VUS-2B cu caracter bazic, folosit în special la sudarea oţelurilor din seria 15 din standardul CSN. În vederea încărcării cilindrilor de laminor şi altor piese de uzură a fost creat fluxul VUS-PW, care asigură un material depus aliat rezistent la uzură. În afară de fluxuri pentru sudarea automată a oţelurilor s-au realizat cu succes fluxuri pentru sudarea metalelor neferoase, ca, de exemplu, pentru cupru şi aliajele sale.

Pentru sudarea în baie de zgură a pieselor groase (150—1 500 mm) se utilizează fluxurile VUS—50 F (sau F—5), care au proprietatea de a micşora pierderile de elemente de aliere din metalul topit şi de a împiedica creşterea excesivă a grăunţilor de metal.

Sudarea cu arc electric manuală

Problemele de bază ale sudării cu arc electric manuale fiind în general rezolvate. cercetările întreprinse de Institutul V.U.S. în acest domeniu s-au axat în cea mai mare parte pe problemele speciale ale sudării manuale, ca lucrări de încărcare, sudarea de oţeluri speciale, precum şi pe problemele tehnologice de execuţie.

S-au efectuat cercetări pentru prelungirea duratei de funcţionare a unor organe de maşini prin încărcare: încărcarea cu carburi metalice a sculelor tăietoare ale havezelor pentru utilaje miniere, încărcări cu carburi de crom a unor pompe pentru industria chimică, încărcarea unor piese cu carburi de wolfram pentru înlocuirea consumului mare de cobalt, acoperirea metalică a paletelor de turbine Kaplan, precum şi cercetări de sudabilitate asupra unor materiale aliate greu sudabile.

În domeniul reparaţiilor prin sudură, datorită numărului mare de ruperi de arbori cotiţi la motoare cu gaz şi compresoare, s-au făcut lucrări numeroase şi sistematice, ale căror rezultate au fost publicate în lucrarea ,,Sudarea arborilor cotiţi''.

Un volum mare de lucrări a fost consacrat încărcării prin sudură a sculelor tăietoare, în vederea economisirii oţelului aliat. În unele cazuri s-au obţinut reduceri pînă la 80% ale consumului de oţel aliat de scule. Se are în vedere ca în următorii ani să se asigure înlocuirea în proporţie mare a consumului de oţel aliat de scule prin scule încărcate cu sudură.

Sudarea automată

În acest domeniu lucrările institutului s-au concentrat în primul rînd asupra sudării sub flux şi sudării în baie de zgură. În ultimii ani s-a acordat o atenţie mare şi sudării în mediu de CO_2.

La început s-au făcut cercetări asupra comportării fluxurilor de sudură şi s-au elaborat norme tehnologice pentru construcţii navale şi pentru sudarea automată a oţelurilor aliate. Aceste lucrări s-au efectuat în colaborare cu institutele de specialitate din U.R.S.S. Rezultatele obţinute la sudarea oţelurilor de cazane 1144.4 şi 1144.7 (norme CSN) se aplică la uzina de utilaj chimic Kralovoposka stojrna din Brno.

Pentru uzina constructoare de maşini din Piesok s-a rezolvat sudarea sub flux a oţelurilor de scule, realizîndu-se o economie de 60% de oţeluri de scule. Împreună cu uzina Pilana din Brno s-a realizat sudarea automată a benzilor de ferăstrău, obţinîndu-se o economie de 70% de oţel aliat şi dublarea productivităţii muncii. Pentru uzina SONP din Kladno s-a rezolvat încărcarea prin sudură a roţilor de vagoane, precum şi sudarea automată a oţelurilor placate.

În domeniul siderurgiei s-a realizat încărcarea prin sudare sub flux a cilindrilor de laminor, în urma căreia s-a obţinut o prelungire a duratei de lucru a unui cilindru de 8—13 ori şi o reducere cu 25% a timpilor de oprire a laminoarelor. Pentru încărcarea cilindrilor grei de profile s-a construit o instalaţie complexă specială (fig. 2), care permite aşezarea cilindrilor în toate poziţiile de sudare.

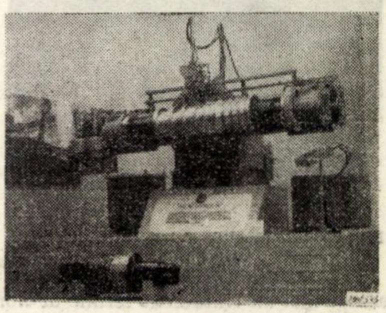


Fig. 2. Instalaţie pentru încărcarea cilindrilor de laminor prin sudură automată sub flux.

Pentru construcţii metalice s-a rezolvat sudarea automată a oţelurilor de poduri cu rezistenţe de rupere de 52 kgf/mm² şi s-au elaborat prescripţii pentru sudarea oţelurilor de tip 10525 (norma CSN), care se aplică în construcţia de poduri de şosea la uzina Hodonin — Holic.

Cele mai importante succese le-a obţinut institutul în domeniul sudării în baie de zgură. În acest domeniu s-au făcut studii ample asupra proceselor fizice şi metalurgice ce au loc la sudare şi asupra influenţei parametrilor tehnologici de sudare. În urma acestor cercetări s-a construit o maşină automată de sudat tip AS-4. Licenţa maşinii a fost preluată de firma Arcos din Belgia, şi maşini produse de V.U.S. se exportă în diferite ţări.

Figura 3 reprezintă maşina AS-4 expusă la tîrgul internaţional de la Bruxelles în anul 1858.

Maşini de acest tip au fost importate de R.P.R. pentru aplicarea sudării în baie de zgură în ţara noastră în anul 1962.

În privinţa cercetărilor metalurgice efectuate asupra sudării în baie de zgură s-au obţinut rezultate interesante în colaborare cu secţia de micrometalurgie.

Se urmăreşte ca structura dendritică ce se formează la sudare să fie formată din grăunţi atît de fini şi cu proprietăţi mecanice atît de ridicate, încît să nu mai fie necesar nici un tratament termic de normalizare. Această realizare ar constitui un progres însemnat în aplicarea sudării în baie de zgură în industria constructoare de maşini. Prin faptul că la noi în ţară problema normalizării pieselor mari sudate ar limita mult aplicarea sudării în baie de zgură, din cauza lipsei actuale de cuptoare mari de normalizare, cercetarea acestei probleme pe baze ştiinţifice şi practice este de cea mai mare actualitate pentru R.P.R.

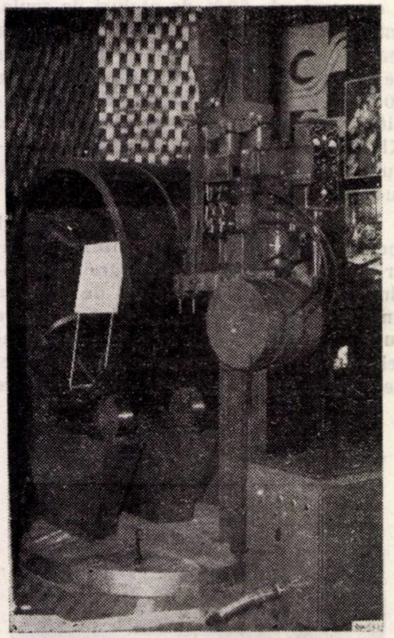


Fig. 3. Automatul de sudură în baie de zgură tip AS—4.

Institutul de sudură V.U.S. din Bratislava a demonstrat că din punct de vedere tehnic şi economic nu este rentabilă fabricarea de piese grele, de exemplu pentru industria siderurgică (cu greutate de 40—50 t) dintr-o singură bucată turnată. Asemenea piese pot fi confecţionate din mai multe piese cu greutate mai redusă, îmbinate prin sudare în baie de zgură. Astfel s-au sudat de exemplu un arbore cu secţiune inelară de 200 mm, un rotor de turbină de 250 MW cu diametrul sudat de 750 mm şi o serie de alte piese grele. În institut se lucrează intens la sudarea prin acest procedeu a unor piese de maşini, de agregate hidraulice, electrice şi atomice, în vederea reducerii rebuturilor şi măririi eficienţei economice a producţiei.

Cea mai nouă preocupare în domeniul sudării în baie de zgură este aplicarea procedeului la încărcarea cilindrilor de laminor uzaţi. În acest scop a fost construită o instalaţie experimentală pentru cilindri mici, cu 9 electrozi.

Sudarea electrică prin presiune

La începutul activităţii Institutului V.U.S., tehnologia sudării electrice prin presiune în R.S.Cehoslovacă se afla la un nivel relativ scăzut. După exemplul Uniunii Sovietice s-a plecat de la premisa că în producţia de serie, caracteristică economiei socialiste, există rezerve deosebit de mari pentru aplicarea diferitelor procedee de sudare electrică prin presiune în vederea măririi productivităţii muncii. S-a început o muncă intensă pentru construcţia de noi maşini de sudură, care s-a concretizat în prezent prin crearea celor mai moderne maşini pentru acest procedeu. Astfel sînt: presa de sudat VUS-250 (fig. 4), care se fabrică în serie la întreprinderea BEZ-Bratislava. Această maşină, de 250 kVA, este destinată celor mai variate lucrări de serie (sudare prin puncte, sudare prin topire intermediară, sudare prin refulare, la piese auto, piese de maşini electrice etc.), fiind utilizată la numeroase uzine constructoare de maşini, precum şi în industria electrotehnică şi a produselor de uz casnic. În baza experienţei cu această presă s-a construit apoi presa de sudură VUS-1 000 (fig. 5), care a fost distinsă cu premiul întîi la Expoziţia internaţională de la Bruxelles în 1958. Cu această presă pot fi sudate în serie piese grele, ca arbori cotiţi, rotoare de turbocompresoare etc.

V.U.S. are în curs de construcţie o presă şi mai mare, de 5 000 kVA, pentru sudarea de piese groase (90—100 mm diametru), ca, de exemplu, arbori cotiţi din elemente sudate.

Pentru industria de automobile s-au construit maşini speciale de sudură cu puncte multiple, compuse din elemente tipizate monobloc (Baukastensystem).

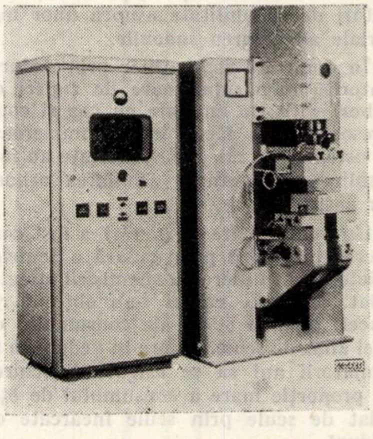


Fig. 4. Presa de sudură VUS—250

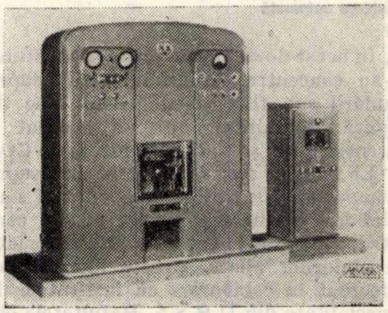


Fig. 5. Presa de sudură VUS—1 000.

Figura 6 reprezintă una dintre aceste maşini de sudură prin puncte multiple pentru piese de caroserii auto.

În prezent există patru tipuri de astfel de maşini, din care trei au fost realizate pentru Uzinele Skoda pentru sudarea caroseriilor auto (uşi, ferestre etc.). Pentru uzinele Tatra este în construcţie o maşină pentru peretele din spate al automobilului.

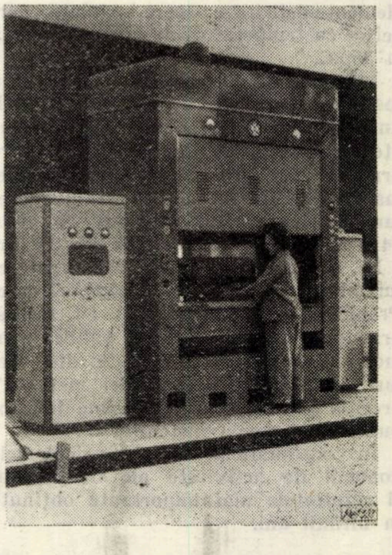


Fig. 6. Maşină de sudură prin puncte multiple pentru piese de caroserii auto.

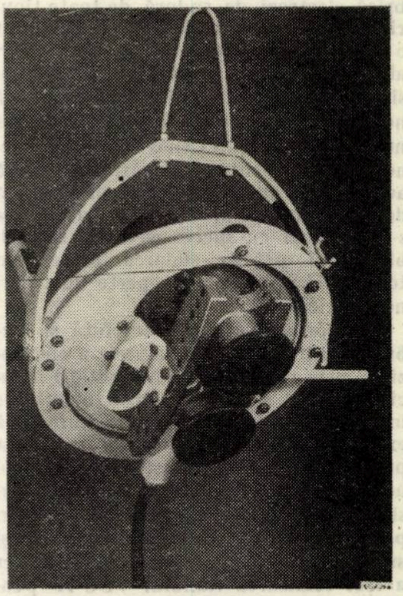


Fig. 7. Maşină portabilă de sudură în linie.

În afară de aceste maşini, V.U.S. a construit o serie de maşini de sudură prin puncte şi în linie, fixe şi portabile, pentru caroserii de autovehicule, vagoane etc., care se exportă prin firma STROJEXPORT.

Figura 7 reprezintă una dintre maşinile portabile de sudură în linie, care se distinge printr-o construcţie deosebit de simplă şi manevrabilă.

Dintre mașinile speciale de sudură construite recent de V.U.S. se numără și mașina automată pentru sudarea lanțurilor (fig. 8).

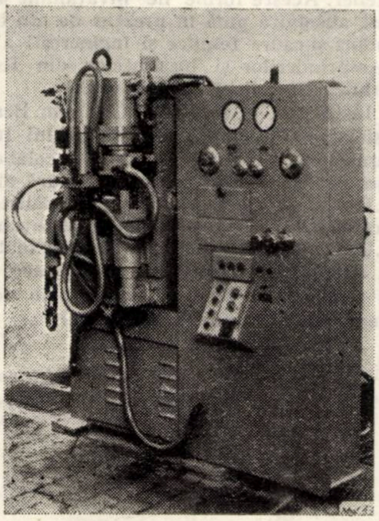


Fig. 8. Mașină automată pentru sudarea lanțurilor.

Sudarea metalelor neferoase și a aliajelor acestora

În această secție de cercetare a institutului s-au realizat automate și semiautomate de sudură cu electrod nefuzibil, fuzibil sau combinat, care pînă în prezent nu se fabrică încă în serie. Rezultate deosebit de bune s-au obținut la sudarea automată sub flux a cuprului, precum și la sudarea automată în mediu de argon a tablelor subțiri de titan.

O grupă de lucru a secției de lipire a metalelor a elaborat o serie de tehnologii noi de fabricație cu ajutorul lipirii cu înaltă frecvență și cu flacără, pentru fabricația de serie a unor produse metalice de larg consum, ca robinete de apă, manometre, mobilă metalică, biciclete etc.

Întrucît pentru sudarea metalelor neferoase este necesară și tăierea sau prelucrarea marginilor, s-a rezolvat și această problemă cu ajutorul tăierii cu jet de plasmă. Mașina redată în figura 9 este destinată tăierii cu jet de plasmă (argon și hidrogen) a cuprului, aluminiului, magneziului și a aliajelor acestora.

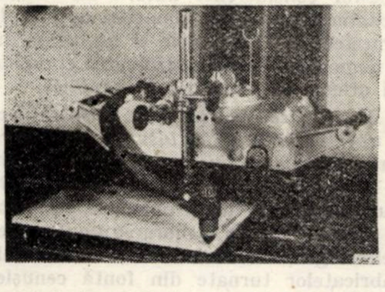


Fig. 9. Aparat de tăiere, cu jet de plasmă, a metalelor neferoase.

Sudarea și tăierea cu flacără de gaz

În domeniul sudării cu flacără de gaz s-au cercetat îndeosebi aplicațiile speciale ale acestui procedeu. S-au obținut rezultate remarcabile, mai ales în privința sudării prin presiune cu flacără de gaz (fig. 10), a sudării tablelor subțiri și în domeniul lipirii cu flacără. De asemenea s-au executat lucrări importante de reparație prin sudare a unor piese de agregate industriale avariate și de încărcare cu aliaje dure a suprafețelor de uzură a unor produse (armături, ventile etc.).

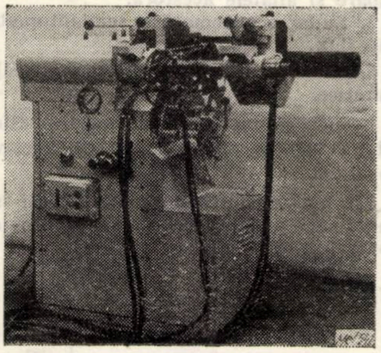


Fig. 10. Mașină de sudură cap la cap prin presiune cu flacără de gaz.

Rezultate mai importante s-au obținut în construcția a o serie de aparate, dispozitive și mașini de tăiere cu flacără, cu ajutorul cărora s-a rezolvat atît debitarea tablelor și profilelor pentru construcții sudate, cît și prelucrarea marginilor pieselor pentru sudare. Un dispozitiv ingenios pentru tăierea și prelucrarea conductelor de oțel, realizat de V.U.S., este cunoscut și în țara noastră.

Lipirea metalelor cu adezivi și sudarea materialelor plastice

Acest compartiment cuprinde o secție de cercetare care a obținut rezultate remarcabile. Colectivul secției a efectuat cercetări de bază asupra formării îmbinărilor între metale cu adezivi din rășini epoxidice. Tehnologia elaborată de cercetătorii institutului a fost aplicată în producție, în numeroase uzine constructoare de mașini, la piese de motociclete, scutere, scule etc. Deosebit de interesantă este realizarea experimentală a unui pod de 10 m lungime și 3,5 m lățime, cu capacitate portantă de 12 t, din tablă de duraluminiu de 1,5—4 mm grosime, avînd o greutate proprie de numai 400 kg. De asemenea s-au construit în acest fel aripi de avioane, bărci cu motor și altele.

În această secție se mai elaborează tehnologia de sudare a PVC dure, construindu-se un automat de sudură a acestor materiale plastice și un aparat de sudură manuală, încălzit electric sau cu flacără de gaz. Pentru construcția de nave s-a realizat un automat pentru sudarea plăcilor de podele din PVC, precum și un automat cu înaltă frecvență pentru sudarea foliilor din PVC moale. În figura 11 sînt reprezentate diverse exponate sudate din materiale plastice, realizate de această secție a institutului.

*

În afară de aceste secții de bază ale institutului, există o serie de ateliere și laboratoare auxiliare, care au adus o mare contribuție la realizările obținute :

— Serviciul de proiectare execută proiectele părților mecanice și electrice ale produselor noi și efectuează cercetări în domeniul construcțiilor sudate.

— Laboratorul de încercări mecanice execută lucrările legate de cercetările celorlalte secții și efectuează cercetări de rezistență la solicitări statice și variabile ale construcțiilor sudate.

— Laboratorul de metalurgie fizică execută cercetări asupra sudabilității metalelor și stabilește concluzii pentru elaborarea de noi materiale pentru sudare și asupra tehnologiei de sudare a acestora.

— Sectorul chimic constă din laboratoarele de chimie analitică, microchimie, chimie fizică, metalurgie chimică și laboratorul de izotopi radioactivi. În acest sector, în afară de lucrările curente de analize chimice și fizice pentru celelalte sectoare de cercetări, se execută cercetări pentru noi metode de determinări cantitative și calitative specifice sudării, se elaborează substanțe și preparate chimice pentru sudură (fondanți, termocreioane, termolacuri etc.), se fac cercetări asupra comportării metalelor anticorosive și rezistente la uzură, precum și asupra aplicațiilor izotopilor radioactivi la cercetările metalurgice în domeniul sudării.

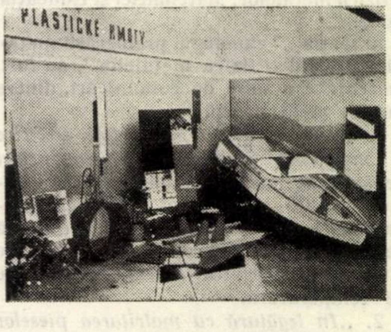


Fig. 11. Exponate din materiale plastice sudate.

— Sectorul electrotehnic este format de un colectiv numeros, care se ocupă de cercetarea fenomenelor fizico-electrice ce au loc la sudare și realizează studii, concepții noi asupra elementelor de comandă și de automatizări ale mașinilor de sudură.

— Secția de documentare a institutului este dotată cu o bibliotecă tehnică bine înzestrată și o sală de lectură. Această secție se ocupă de procurarea directă a publicațiilor tehnice în domeniul sudării, din țară și din străinătate, prin schimb direct de documentații cu ajutorul publicațiilor editate în cadrul institutului.

Publicaţiile mai importante ale Institutului sînt următoarele: revista lunară „Zvaranie" („Sudura"), revista trimestrială „Zvaracsky Sbornik", buletinul intern de informaţii „Zvaracsky Zpravy" şi un buletin bisăptămînal de bibliografie.

— Şcolarizarea cadrelor medii şi superioare are loc prin cursuri de specializare, organizate în baza Hotărîrii Guvernului Republicii Socialiste Cehoslovace din 23 decembrie 1952, din care au rezultat următoarele sarcini pentru institut:

I. Şcolarizarea elementară teoretică şi practică a sudorilor pentru sudarea metalelor şi materialelor plastice.

II. Specializarea teoretică şi practică a cadrelor de sudori în următoarele specialităţi:

1. Sudarea produselor din oţeluri carbon şi slab aliate:

a) construcţii metalice (poduri, maşini de ridicat, utilaj de construcţii etc.);

b) cazane, ţevi de cazane şi conducte;

c) conducte şi ţevi pentru utilaj chimic;

d) recipiente de presiune şi instalaţii de vid;

e) rezervoare de gaz;

f) vehicule de transport;

g) oţel pentru construcţii.

2. Sudarea produselor din oţeluri aliate inoxidabile şi refractare.

3. Sudarea produselor din metale neferoase şi aliajele acestora.

4. Sudarea produselor din metale uşoare şi aliajele acestora.

5. Sudarea automată şi semiautomată sub flux.

6. Sudarea produselor din materiale sintetice.

7 Sudarea metalelor de natură diferită şi lipirea materialelor cu adezivi epoxidici.

III. Specializarea cadrelor medii şi superioare pentru proiectare, tehnologie, control şi întreţinere.

IV. Examene de stat în domniul sudării.

Programul de şcolarizare se compune din prelegeri teoretice, demonstraţii practice şi instructaj practic de laborator şi atelier. Aceste forme de învăţămînt au fost absolvite pînă în prezent de mii de sudori şi cadre tehnice şi inginereşti a e întreprinderilor şi institutelor din Republica Socialistă Cehoslovacă.

Institutul de sudură V.U.S. din Bratislava este membru al Institutului Internaţional de Sudură şi duce o colaborare strînsă cu institutele de sudură din U.R.S.S. şi din celelalte ţări socialiste. Activitatea şi realizările Institutului V.U.S. au adus o contribuţie însemnată în dezvoltarea industriei cehoslovace şi la promovarea tehnicii avansate în domeniul sudării pe plan mondial.

Ing. *Carol Million*

Ministerul Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini

Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul Politehnic — Cluj

În zilele de 17 şi 18 februarie 1962 a avut loc cea de a 5-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice de la Institutul Politehnic din Cluj. Comunicările au fost grupate în şase secţii: Ştiinţe sociale, Construcţii, Tehnologia construcţiei de maşini, Tehnologia prelucrării la cald şi fizica metalelor, Matematici şi Educaţia fizică.

În secţia „Tehnologia prelucrării metalelor la cald şi fizica metalelor", au fost prezentate o serie de comunicări, dintre care se menţionează:

1. „*Despre unele proprietăţi electrice şi magnetice ale unor semiconductori pe bază de cromiţi*" (colectiv L. Stănescu). S-au prezentat tehnologia preparării unor semiconductori pe bază de cromiţi, unele proprietăţi magnetice şi variaţia rezistivităţii electrice în funcţie de temperatură.

2. „*In legătură cu matriţarea pieselor cu ramificaţie*" (I. Drăgan). S-a studiat curgerea metalului în bavură şi în ramificaţie şi s-au stabilit relaţii pentru determinarea lungimii ramificaţiei.

3. „*Unele probleme privind încălzirea semifabricatelor din oţel rapid în vederea forjării lor*" (colectiv V. Moldovan). Lucrarea a stabilit unele concluzii tehnologice fundamentate pe studiul forjabilităţii şi al variaţiei structurii semifabricatelor din oţel rapid RW18. Pornindu-se de la faptul că structura semifabricatelor care au suferit o deformare anterioară este diferită de cea a lingoului, s-a ajuns la concluzia că barele pînă la diametrul de 50 mm pot fi încălzite pentru forjare fără trepte. Avîndu-se în vedere că oţelul rapid prezintă inerţie mare în ceea ce priveşte creşterea grăunţilor prin ridicarea temperaturii, s-a conchis că în loc de intervalul 920—1 140°C, cît prevede standardul, deformarea se poate face în intervalul 900—1 200°C, fără a se diminua calităţile materialului. Studiindu-se influenţa dizolvării carburilor şi a îmbogăţirii austenitei în elemente de aliere asupra plasticităţii oţelului rapid, s-a stabilit că cele două fenomene au acţiune contrară şi aproape se echilibrează şi ca urmare este posibilă ridicarea limitei superioare a intervalului de temperatură în care se efectuează forjarea.

4. „*Asupra pulverizării metalelor şi aliajelor cu jeturi multiple de apă*" (colectiv V. Nicolae). Comunicarea se referă la obţinerea diverselor pulberi metalice, printr-un procedeu propus şi experimentat pentru prima dată în ţară încă din anul 1959. Procedeul se deosebeşte radical de procedeele clasice atît prin înlăturarea duzei speciale de pulverizare, cît şi prin eliminarea instalaţiilor anexe ca: pompe, compresoare, discuri cu palete etc. Prin înlăturarea duzei este posibilă pulverizarea metalelor şi aliajelor cu puncte înalte de fuziune. Pulberile obţinute s-au dovedit utilizabile în multe domenii atît datorită formei particulelor, cît şi granulometriei. Cercetările efectuate pînă în prezent au condus la rezultate pozitive în fabricarea filtrelor, fabricarea electrozilor de sudură cu pulberi de feroaliaje în masă, fabricarea pulberilor de fier prin pulverizarea fontei lichide urmată de o reducere şi decarburare concomitentă, pulberi de oţel inoxidabil etc.

Rezolvarea menţionată completează seria de procese perfectate anterior de acest colectiv de cercetare, cu privire la elaborarea pulberilor metalice şi anume: măcinarea mecanică în moara cu vîrtej de tip original, reducerea oxizilor de fier de la laminare în mediu de gaz metan şi în alte medii reducătoare şi recuperarea deşeurilor de oţel de rulmenţi.

5. „*Studiul decarburării intensive a pulberilor din oţel de rulmenţi şi consideraţii tehnico-economice comparative*", (colectiv Al. Domşa). Reducerea şi decarburarea intensivă a pulberilor feroase bogate în carbon (pulberi din oţel de rulmenţi, fontă pulverizată din fază lichidă, pulberi de oxizi parţial reduşi cu gaz metan) efectuate prin recoacere în atmosferă proprie de $CO+CO_2$ se realizează pe baza prezenţei în încărcătură a carbonului şi oxigenului într-un raport stoechiometric determinat. În comunicarea prezentată asupra acestei probleme autorii constată că raportul respectiv nu poate fi corect determinat pe baza reacţiei menţionate în unele publicaţii:

$$10\,Fe_3\,C + 3\,Fe_3O_4 \rightarrow$$
$$\rightarrow 39\,Fe + 8\,CO + 2CO_2,$$

ci prin determinarea experimentală a parametrului $\frac{O}{C} = R$ al gazelor din cuptor în funcţie de temperatura de regim, de caracteristicile constructive ale cuptorului de recoacere. Pe baza acestor considerente autorii au stabilit ecuaţia generală a proporţiei optime de amestec a încărcăturii şi au construit o nomogramă pentru rezolvarea ei rapidă în orice variante ivite în practică.

6. „*Utilizarea reacţiilor termochimice a unor pulberi de fier insuflate în flacără oxi-acetilenică la tăierea fontelor*" (colectiv Al. Domşa). În această comunicare au fost prezentate problemele teoretice şi practice pentru elaborarea unui proces tehnologic economic de tăiere a semifabricatelor turnate din fontă cenuşie.

În acest scop s-a executat şi experimentat un nou utilaj prototip care pe lîngă flacăra oxi-acetilenică permite insuflarea în secţiunea de tăiere a pulberii de fier. S-au stabilit de asemenea, pe bază experimentală, compoziţia chimică şi caracteristicile principale ale pulberii de fier utilizată pentru tăiere.

Primele rezultate de tăiere efectuate pe epruvete din fontă cu diametrul pînă la 50 mm permit extinderea procedeului la piese din fontă cu grosimi de perete mai mari precum şi la tăierea oţelurilor inoxidabile, refractare, neferoaselor betonului etc.

7. „*Contribuţii la studiul şi dozarea granulometrică a pulberilor sub domeniul de sortare al sitelor*" (colectiv A. Palfalvi). S-a studiat aplicarea unor metode bazate pe principiul sedimentării, la determinarea repartiţiei granulometrice a pulberilor fine de carbură de wolfram şi de fier. S-au prezentat comparativ rezultatele obţinute prin metodele: Figurovski, Wigner şi cea a conurilor clasoare. Prin aplicarea primelor două metode se obţin rezultate reale, metodele fiind aplicabile la pulberi sub 5 microni, iar metoda conurilor clasoare este recomandată de autori la granulaţii între 15—50 microni. În continuare au fost expuse rezultatele obţinute în urma aplicării acestor metode la elaborarea unui proces tehnologic îmbunătăţit necesar uzinelor „Industria sîrmei"-Cîmpia Turzii, pentru fabricarea filierelor din carbură de wolfram recuperată. Filierele astfel obţinute au întrunit parametri de exploatare comparabili cu filierele din import.

Acelaşi colectiv a prezentat şi realizările obţinute în elaborarea unor piese de maşini din pulberi metalice.

8. „*Contribuţii la elaborarea de materiale antifricţiune poroase sinterizate din pulberi fier-grafit*" (colectiv Al. Domşa). Folosind pulbere de fier redus din pojghiţele de oxizi de la laminoare, s-a studiat influenţa factorilor tehnologici asupra proprietăţilor materialelor, variaţiei dimensiunilor pieselor şi asupra formării structurii. Pe baza rezultatelor obţinute s-a stabilit tehnologia optimă pentru pulberile produse curent în laboratorul de metalurgia pulberilor de la Institutul Politehnic din Cluj. Regimul de presare şi sinterizare optim ca şi caracteristicile corespunzătoare ale pulberii au făcut posibilă realizarea de lagăre poroase autolubrifiante cu porozitate mare, duritate şi rezistenţă corespunzătoare şi structură perlitică cu grafit liber fără formare de cementită liberă.

În urma încercării lagărelor în uzine în condiţii grele de funcţionare (benzi transportoare de ciment, combine) şi în laborator pe o maşină de încercat la uzură, au fost confirmate concluziile anterioare în ce priveşte pulberea, compoziţia şi regimul tehnologic, delimitîndu-se domeniul de utilizare al acestor lagăre prin capacitatea de încărcare şi viteza de alunecare. S-a stabilit, de asemenea, variaţia coeficientului de frecare în funcţie de încărcarea specifică.

9. „*Asupra materialelor antifricţiune sinterizate fier-cupru-grafit*" (colectiv Al. Domşa). Autorii au stabilit caracteristicile fizico-mecanice ale acestor materiale, tehnologia de fabricaţie şi comportarea lor în exploatare. Concluziile au arătat influenţa favorabilă a cuprului în ceea ce priveşte rezistenţa materialului, compactitatea lui şi comportarea pieselor la încercări de uzură şi în exploatare ca piese de antifricţiune la maşinile textile.

Majoritatea comunicărilor făcute s-au remarcat prin faptul că au reuşit să îmbine în mod armonios aspectele ştiinţifice cu aspectele practice. Subiectele tratate sînt legate direct de cerinţele practicii industriale iar modul cum au fost tratate face posibilă în multe cazuri aplicarea imediată a rezultatelor obţinute, contribuind astfel la ridicarea nivelului tehnic al practicii noastre industriale.

De o deosebită atenţie din partea participanţilor la sesiune s-au bucurat lucrările din domeniul metalurgiei pulberilor, atît datorită modului de abordare şi rezolvare a problemelor cît şi datorită importanţei practice a rezultatelor obţinute.

Traian Dumitrescu

---

informaţii

DESULFURAREA RAPIDĂ A OŢELURILOR CU CONŢINUT MEDIU DE CARBON ŞI DE ELEMENTE DE ALIERE PÎNĂ LA UN CONŢINUT DE SULF DE 0,002%

În vederea reducerii rapide şi eficace a conţinutului de sulf pînă la procente de ordinul 0,002—0,003% din oţelurile cu conţinut mediu de carbon şi de elemente de aliere în vederea îmbunătăţirii caracteristicilor mecanice (tenacitate şi călibilitate mai mari, defecte superficiale, fragilitate la cald şi porozităţi la sudare mai mici), în S.U.A. a fost elaborată o metodă de desulfurare ale cărei faze sînt următoarele: topirea oţelului într-un cuptor cu căptuşeală bazică; curăţarea zgurii; dezoxidarea băii de metal cu 0,15% Al; adăugarea de var în cantităţi de cel puţin 2 kg/100 kg încărcătură (pentru a se obţine conţinuturi de sulf de 0,001—0,002% sînt necesare 6 kg de var la 100 kg încărcătură); introducerea a 2 kg de Ca-Mn-Si la 100 kg încărcătură în baia de oţel, la o temperatură suficient de înaltă, pentru a se împiedica solidificarea; evacuarea oţelului desulfurat la temperatura dorită. Prin aplicarea acestei metode în cuptoarele de inducţie, nu numai că au putut fi obţinute oţeluri la care conţinutul de sulf iniţial de ordinul a 0,024% a fost redus la 0,002% (şi chiar la 0,001) dar, pe lîngă aceasta, oţelurile au fost mult mai pure, fiind comparabile calitativ cu oţelurile topite sub vid.

INFLUENŢA BAZICITĂŢII ZGURII LA ELABORAREA FEROCROMULUI PRIN METODA SILICOTERMICĂ

În vederea stabilirii unei metode raţionale pentru producţia ferocromului, în U.R.S.S. s-au elaborat şarje experimentale cu materia primă folosită în producţia industrială de crom şi cu diferite adaosuri de silicocrom. S-a stabilit că prin variaţia bazicităţii zgurii se poate obţine o îmbunătăţire sensibilă a indicilor tehnico-economici. De aceea, rafinarea se face în două trepte: în prima treaptă se lucrează cu bazicitate mică, reducîndu-se conţinutul de siliciu pînă la 15—20%, iar în a doua treaptă se lucrează cu bazicitate normală (≈ 2).

EXPERIENŢA PRODUCERII FEROCROMULUI FĂRĂ CARBON ÎN CUPTOARELE BASCULANTE

La uzina de feroaliaje din Zaporojie (U.R.S.S.), ferocromul se elaborează în cuptoare basculante tip OKB—262 A, cu diametrul mantalei de 4 260 mm, diametrul băii de 2 360 mm, diametrul electrozilor de 400 mm şi distanţa între electrozi de 1 200 mm.

La fiecare şarjă se încarcă 2 t minereu de crom, 1,8 t var şi 0,8 t silicocrom granulat. Durata totală de elaborare este de 2,5 h, iar consumul de energie electrică de 6 000 kWh.

Metoda de elaborare în cuptoare basculante permite să se mărească productivitatea zilnică cu aproximativ 2 t/1 000 kVA putere instalată de transformator, în comparaţie cu productivitatea cuptoarelor fixe şi să se reducă consumul de energie electrică la 2 385 kWh/t ferocrom, la o extracţie de crom din încărcătură de 85%. Consumul de cărămizi de magnezită este mai mic decît la cuptoarele fixe

CONDUCTIVITATEA TERMICĂ ŞI ELECTRICĂ A ZIRCONIULUI ŞI A UNOR ALIAJE DE ZIRCONIU

Pentru determinarea conductivităţilor termice şi electrice, în Olanda s-au încercat şase probe de aliaje de zirconiu, dintre care trei conţineau staniu între 0,84—6,7%, iar celelalte trei 1,48% Al, 7,6% molibden şi 9,79% niobiu.

Conductivitatea termică a zirconiului a fost măsurată pînă la 780°C, iar rezistenţa electrică pînă la 970°C.

Pentru aliaje, determinările de conductivitate termică au fost restrînse la temperaturi între 50 şi 250°C, iar determinările de rezistivitate electrică, la temperaturi între 20 şi 600°C; temperaturi mai mari au fost atinse în puţine cazuri. Aliajele cu molibden şi niobiu suferă schimbări sensibile de proprietăţi după tratamentul termic, datorită probabil unei modificări de fază la o temperatură de peste 400°C.

În două cazuri, pentru un aliaj cu 1,65% Sn şi pentru un aliaj cu niobiu tratat la cald, determinările de conductivitate termică s-au făcut şi în cazul unor temperaturi mai mari de 600°C.

CÎTEVA PROPRIETĂŢI ALE PRODUSELOR CERAMICE POROASE DIN CORDIERIT

Pentru efectuarea încercărilor, în U.R.S.S. s-au confecţionat produse poroase din cordierit. Amestecul de argilă şi magnezită a fost ars la 1 320°C, iar materialul aglomerat obţinut a fost măcinat, separîndu-se două fracţiuni de 0,2—0,5 mm, pentru fabricarea produselor poroase cu adaosuri combustibile (cocs de petrol) şi sub 0,2 mm; acestea din urmă au fost măcinate foarte fin, pentru a se obţine produse cu ajutorul agenţilor de spumare. Produsele presate şi uscate au fost arse la 1 320°C.

În încercări s-au determinat: greutatea, porozitatea, rezistenţa la compresiune, permeabilitatea faţă de gaze, coeficientul de dilatare termică, temperatura de deformaţie sub sarcină, rezistenţa la variaţii de temperatură şi constanţa volumului la încălzire. Caracteristic pentru materialele de cordierit este rezistenţa lor mare la şoc termic (pînă la 20 cicluri de încălzire la 950°C şi răcire în apă), în această privinţă ele fiind mult superioare produselor de şamotă. În anumite condiţii de fabricare se poate obţine la temperaturi ridicate o rezistenţă la deformaţii sub sarcină la fel de bună ca şi aceea a produselor de şamotă. Materialele poroase de cordierit obţinute prin spumare sînt mai rezistente decît cele cu adaosuri combustibile.

ÎNCERCĂRI PRIVIND ÎMBUNĂTĂŢIREA PROPRIETĂŢILOR FONTEI DE CUBILOU PRIN MENŢINERE ÎN MELANJOR

Pentru îmbunătăţirea fontei folosite la turnarea centrifugă a tuburilor, în U.R.S.S. a fost încercat procedeul duplex cubilou — melanjor. Experienţele au constat în menţinerea timp de 1,5 h la temperaturi între 1 400 şi 1 550°C, în cuptorul electric cu căptuşeală acidă sau bazică, a fontei topite în prealabil în cubilou, baia de fontă fiind acoperită cu o zgură bazică.

S-a constatat că fonta îmbunătăţită prin acest procedeu are proprietăţi mult superioare celor ale fontei de cubilou în ceea ce priveşte conţinutul de sulf şi de oxigen, rezistenţa şi duritatea.

Din calcule rezultă că, în cazul procedeului duplex, preţul de cost al unei tone de piese bune nu depăşeşte preţul de cost al pieselor obţinute prin turnare directă în cubilou.

FUN NOU LAMINOR AUTOMAT

La Uzina de aluminiu din Zaporojie (U.R.S.S.) a fost instalat pentru prima dată un laminor automat. Cu ajutorul acestui laminor se obţine direct din metalul lichid sîrma de aluminiu al cărei diametru variază între 7 şi 11 mm.

Intrarea în producţie a acestui laminor a înlăturat operaţiile intermediare care erau necesare pînă acum. Datorită acestei realizări se obţine şi o importantă economie. La fiecare tonă de producţie finită se face o economie de 1 222 de ruble.

UTILIZAREA CĂLDURII DE LAMINARE LA RECOACEREA OŢELULUI

Pentru recoacerea semifabricatelor laminate din care urmează să se fabrice şuruburi, piuliţe etc. prin refulare la rece, s-a încercat utilizarea căldurii rămase după laminare. În acest scop, semifabricatele sub formă de sîrmă groasă înfăşurată în rulouri au fost introduse în conteinere izolate termic, în care au fost supuse unei răciri lente în intervalul $Ac_3—Ac_1$.

Încercările mecanice şi cercetările metalografice au arătat că materialul astfel tratat capătă o plasticitate suficientă pentru a i se asigura o comportare bună atît în timpul refulării la rece, cît şi ulterior, în timpul exploatării.

INFLUENŢA ÎNCĂLZIRII BRAMELOR ASUPRA PROPRIETĂŢILOR ELECTROMAGNETICE ALE TABLELOR DE TRANSFORMATOR

La Uzina metalurgică din Novo-Sibirsk (U.R.S.S.) au fost făcute încercări pentru a se determina influenţa regimului de încălzire a bramelor înainte de laminare asupra proprietăţilor electromagnetice ale tablelor de transformator laminate la rece.

S-a stabilit că prin mărirea duratei şi ridicarea temperaturii de încălzire se micşorează pierderile specifice şi se îmbunătăţeşte inducţia magnetică.

LINIE AUTOMATĂ PENTRU RECTIFICAREA CU PĂTRUNDERE A AXULUI AMORTIZORULUI

Pentru piesele care se rectifică la două sau mai multe diametre şi care nu pot fi prelucrate cu pătrundere la maşinile de rectificat fără vîrfuri, în U.R.S.S. a fost realizată o linie automată cu legătură elastică, formată din patru maşini de rectificat fără vîrfuri, automatizate separat (blocuri).

Fiecare bloc este format dintr-un buncăr de tip elevator, un tub de legătură cu dispozitivul de încărcare, o maşină de rectificat fără vîrfuri, prevăzută cu dispozitive de încărcat şi cu o cutie de distribuţie pneumatică de comandă şi un jgheab de transport care leagă diversele blocuri.

Productivitatea liniei (cu lungimea de 15 m) este de 480 piese pe oră. Linia poate fi deservită de un singur om.

REZAREA DINŢILOR CU FREZE MELC CU UNGHI DE DEGAJARE POZITIV

Pentru îmbunătăţirea frezării dinţilor cu modul $m > 10$ printr-o singură trecere, în U.R.S.S. s-a studiat comportarea frezelor melc cu unghi de degajare pozitiv ($\gamma = 10°$). Frezele erau făcute din oţel rapid, materialul piesei de prelucrat fiind oţel normalizat, cu duritatea AB = 170 — 210.

Pe baza diagramei care exprimă relaţia dintre viteza de aşchiere şi durabilitatea sculei, s-au comparat uzura la frezele cu unghi de degajare pozitiv, cu uzura la frezele avînd $\gamma = 0°$, precum şi puterile necesare în ambele cazuri.

S-a stabilit regimul optim de danturare care duce la micşorarea consumului de scule, la reducerea consumului de energie electrică şi la mărirea productivităţii muncii, fără micşorarea preciziei de prelucrare.

DISPOZITIV DE URMĂRIRE CU TRADUCTOR INDUCTIV PENTRU SUDAREA AUTOMATĂ

Pentru sudarea automată a ţevilor de diametru mare, a fost elaborat un nou dispozitiv de urmărire cu traductor inductiv. Traductorul este fixat de aparatul automat de sudură cu ajutorul unei suspensii tip pantografic şi se reazemă pe ţeava sudată prin două role, care asigură o distanţă constantă între traductor şi suprafaţa ţevii. Traductorul este format dintr-un corp (un pachet de tole de oţel) cu trei picioare la distanţe egale, înfăşurate fiecare cu un număr egal de spire alimentate de la sursa de curent cu tensiunea de circa 10 V. Axa piciorului din mijloc coincide cu axa cusăturii ţevii. La deplasarea spre dreapta sau spre stînga a electrozilor aparatului de sudură faţă de axa cusăturii, apar diferenţe între forţele electromotrice induse în spirele picioarelor extreme ale traductorului. Aceste diferenţe sînt amplificate şi acţionează rotorul unui motor electric de curent continuu cu excitaţie independentă, care acţionează, printr-un reductor, un mecanism de corectare a poziţiei electrozilor, deplasîndu-i mai spre dreapta sau spre stînga, după semnul diferenţei între forţele electromotrice date de traductor.

UN NOU CAMION FRIGORIFIC

De curînd la Fabrica de automobile Csepel (R. P. Ungară) a fost construit un nou camion frigorific cu o capacitate de 8 t denumit D—450—M. Noul camion poate fi utilizat atît pentru transportul alimentelor congelate anterior, cît şi pentru transportul alimentelor care nu sînt congelate.

Răcirea se asigură cu ajutorul unei instalaţii frigorifice automate avînd o capacitate de 5 000 calorii pe oră.

REALIZAREA PRECIZIEI GEOMETRICE PRIN MICROPILIRE

Micropilirea este un procedeu de prelucrare în care scula folosită este un disc rotativ masiv de oxid de aluminiu sau de carbură de wolfram, ale cărui suprafeţe active au un mare număr de tăişuri, înclinate la un unghi de aproximativ 15° faţă de piesa de prelucrat.

Pentru aplicarea procedeului în Anglia s-au construit maşini cu un singur ax şi maşini cu două axe, pe care se montează discurile.

Procesul de prelucrare comportă două faze: în prima fază, discul de micropilire execută o aşchiere analogă cu cea realizată de o piatră abrazivă de rectificat, ceea ce permite să se respecte toleranţe prescrise foarte reduse, cu avantajul că particulele de praf abraziv nu se detaşează în timpul lucrului; în faza a doua secţiunea discului de micropilire constă în netezire şi lustruire, prin care se obţine o finisare de mare precizie.

Cu ajutorul acestor maşini s-au realizat finisări ale suprafeţei pe care rămîn neregularităţi cu înălţimea de ordinul a 5 μ la prelucrarea pieselor pentru mecanica de precizie, confecţionate din diferite materiale.

EXCAVATOR UTILIZAT LA LUCRĂRILE EFECTUATE PE TERENURI ÎNGHEŢATE

La Leningrad a fost construit un nou tip de excavator destinat să fie întrebuinţat la lucrările care se execută pe terenurile îngheţate.

Acest excavator a fost transportat în oraşul Norilsk din Siberia pentru exploatarea unor zăcăminte de minereuri.

Într-o oră acest excavator poate excava şi îndepărta din groapa de fundaţie 10 m³ de pămînt îngheţat.

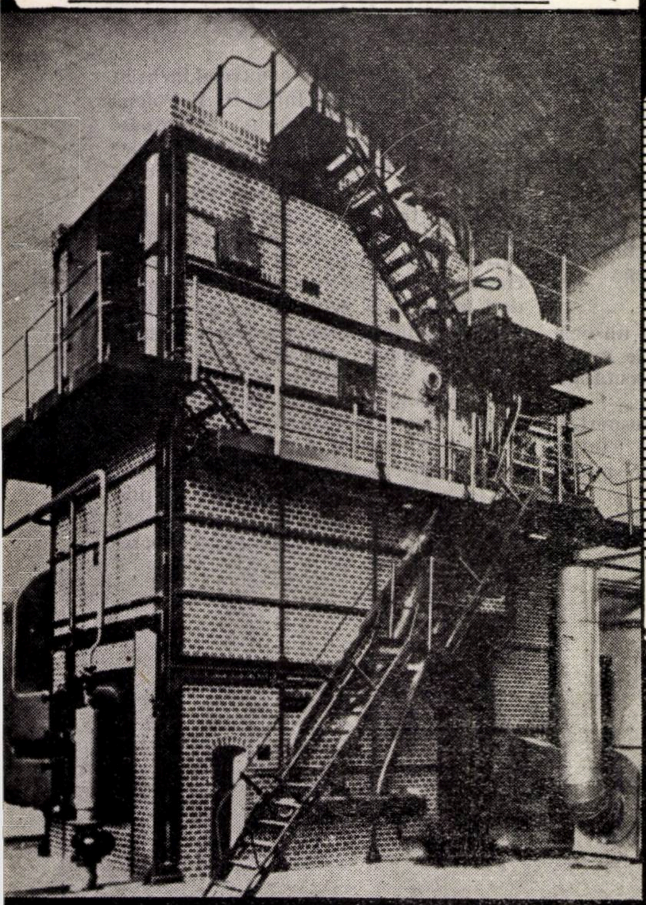
ACORD COMERCIAL ÎNCHEIAT ÎNTRE R. P. POLONĂ ŞI INDIA

În cadrul unui acord comercial încheiat între R. P. Polonă şi India, R. P. Polonă va livra acesteia din urmă numeroase produse, printre care cele metalurgice ocupă un loc important. Astfel, de pildă, vor fi livrate linii de cale ferată, osii montate, tablă. Maşinile şi instalaţiile reprezintă o treime din totalitatea exporturilor către India. R. P. Polonă va construi în India mai multe întreprinderi industriale echipate complet şi va mări volumul în ceea ce priveşte livrarea de maşini-unelte şi maşini miniere. De asemenea, vor fi livrate şi alte produse, ca de exemplu cilindri şi echipamente pentru laminoare, maşini pentru construcţia drumurilor şi a clădirilor, maşini pentru topitorii, diverse aparate electrice.

Tot în cadrul acestui acord este prevăzută livrarea unor aparate de măsură şi aparataj pentru înzestrarea laboratoarelor.

Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Asociaţiei Ştiinţifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi casieria Bucureşti, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.84.16. Administraţia : Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Revista este editată de A.S.I.T. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei, la sediile filialelor A.S.I.T. din ţară, precum şi prin responsabilii cu presa din cercurile A.S.I.T. Instituţiile pot achita abonamentele pentru bibilioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicaţiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.R.P.R. Filiala „30 Decembrie" Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5, Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti c. 1594

SZÁGOS MŰSZAKI KÖN 1883



UZINA de UTILAJ PETROLIER ŞI CHIMIC
BUCUREŞTI

RAION V.I. LENIN Str. S.VULCAN Nr.1
CENTR. TELEF 13.22.60, 13.22.69 13.22.68 13.22.67 13.22.6

UTILAJ CHIMIC ŞI RAFINĂRII

- Coloane de fracţionare
- Aparate de schimb de căldură
- Vase de depozitare
- Recipienţi sub presiune de diferite tipuri

UTILAJ PETROLIER

- Pompe de noroi „Triplex
- Unităţi de pompare
- Separator de gaze

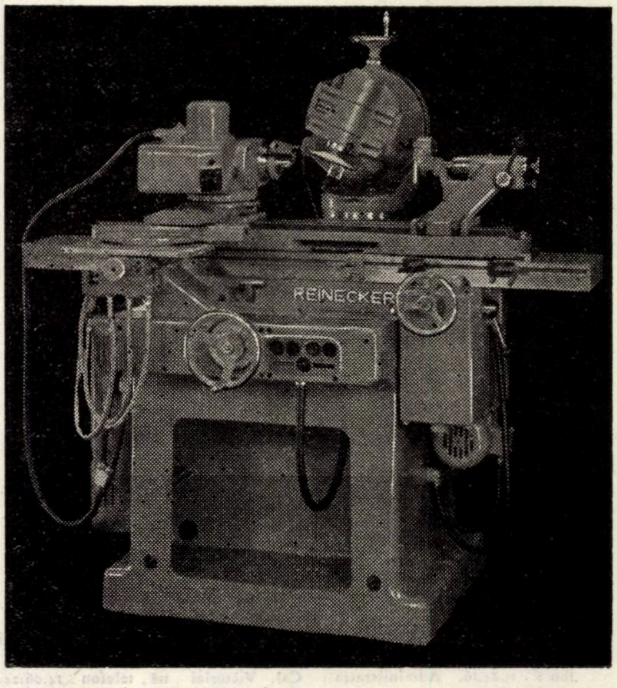
CAZANE INDUSTRIALE DE ABUR

- Instalaţii complete pentru tipuri ignitubulare şi aquatubulare dela 1 la 50 t/h.
- Presiune intre 6 şi 40 kgf/cm^2
- Temperatură de supraîncălzire, pînă la 450°C
- Combustibil solid, lichid şi gazos.

REINECKER

Automat pentru ascuţit scule
WZS 5

Această maşină modernă lucrează cu acţionare hidraulică a mesei şi cu divizarea electrică rapidă automată. Reglarea adîncimii de aşchiere pentru rectificarea feţei de degajare şi pentru netezirea ascuţirii ambelor feţe se realizează automat. Capul de rectificare cu axa discului se poate roti în trei planuri. Reglarea este simplă şi necesită timp scurt. Funcţionarea automată ace posibilă deservirea mai multor maşini de către un singur om.



PROGRAMUL NOSTRU DE PRODUCŢIE MAI CUPRINDE :
— maşini de ascuţit scule ;
— maşini de rectificat plan ;
— maşini de rectificat interior şi plan ;
— automate de rectificat interior ;
— maşini de detalonat universale ;
— maşini de detalonat prin mortezare.

Cereţi prospecte speciale la

J. E. REINECKER MASCHINENBAU GMBH EINSINGEN/ULM REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

ÎNTREPRINDEREA PENTRU COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

Katowice • Republica Populară Polonă • Plebiscytowa 36 • Căsuța poștală 825

Exportă:

- utilaje complete de turnătorie, diverse secții de turnătorie, precum și mașini separate standard;
- documentație pentru proiectări în domeniul turnătoriei pentru diferite ramuri industriale, printre care: construcția de mașini, industria de vehicule, industria electrică, precum și pentru turnătoriile de oțel, de metale neferoase, țevi de fontă, pentru instalații sanitare și pentru industria bunurilor de larg consum.

Garantează:

- mecanizarea completă a proceselor tehnologice;
- automatizarea procesului de producție pe baza celor mai noi soluții;
- indici tehnico-economici optimi.

CENTROZAP

BULGARIE

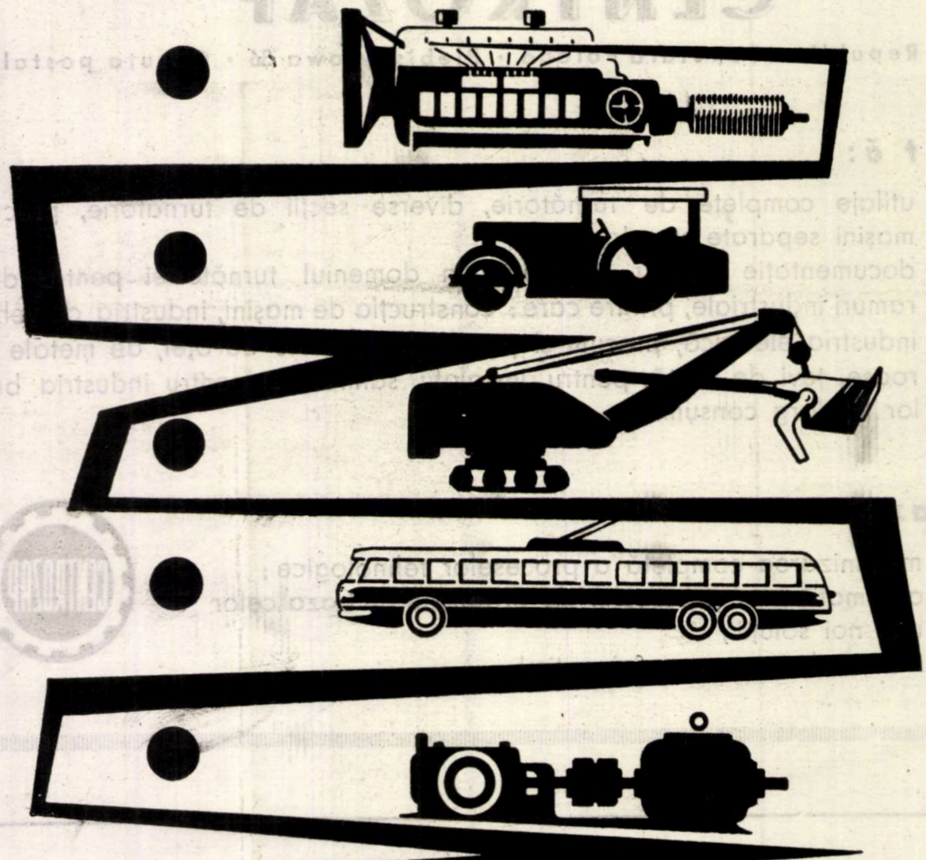
„MASCHINOEXPORT"

Întreprindere de stat de comerț exterior pentru export de mașini

SOFIA — REPUBLICA POPULARĂ BULGARIA

EXPORTĂ:

1. Mașini-unelte (strunguri și altele).
2. Mașini de forjat și prese.
3. Mașini pentru prelucrarea lemnului.
4. Utilaj de construcții.
5. Mijloace de transport:
   - vagoane de marfă:
   - electrocare:
   - motociclete.
6. Utilaj pentru industria alimentară și de bunuri de consum și utilaj chimic.
7. Mașini frigorifice.
8. Mașini agricole.
9. Pompe hidraulice.
10. Motoare cu ardere internă
11. Mașini și echipament minier.
12. Mașini textile.
13. Diverse mașini.



UN IMPORTANT PROGRAM DE EXPORT

pentru maşini produse în Republica Socialistă Cehoslovacă:

Motoare Diesel şi agregate cu motor Diesel
Produse electrotehnice din domeniul curenţilor tari
Instalaţii pentru industria alimentară
Fabrici de cărămidă, concasoare şi trioare
Instalaţii pentru mine şi prospecţiuni geologice
Armături industriale, încălziri centrale
Instalaţii pentru transport, maşini pentru construcţii
Pompe, instalaţii de pompare, instalaţii pentru epurarea apelor reziduale
Compresoare cu piston, turbocompresoare şi turbosuflante
Vehicule de cale ferată, troleibuze, macarale, construcţii metalice

MAŞINI CU MARCA FABRICILOR DE RENUME MONDIAL

SKODA, CKD, MEZ, SIGMA, SLAVIA, DIESEL

Seria completă a acestor maşini este prezentată la Expoziţia industrială cehoslovacă de la Bucureşti, deschisă între 3 şi 27 mai 1962 în pavilionul din Şoseaua Kiseleff nr. 24

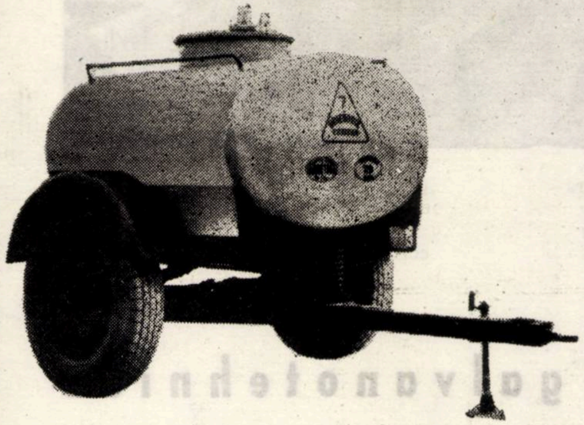
STROJEXPORT

PRAGA

REPUBLICA SOCIALISTĂ CEHOSLOVACĂ

„7 NOIEMBRIE"

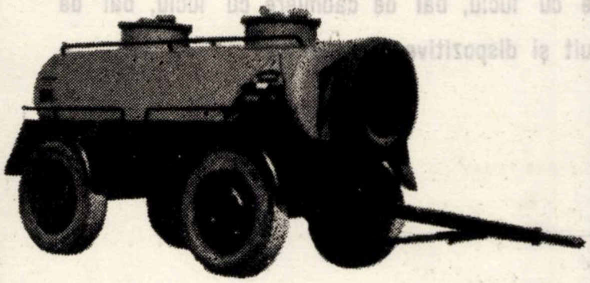
UZINA DE CONSTRUCȚII DE MAȘINI
CRAIOVA



REMORCA-CISTERNĂ RC—3,6

Caracteristici tehnice

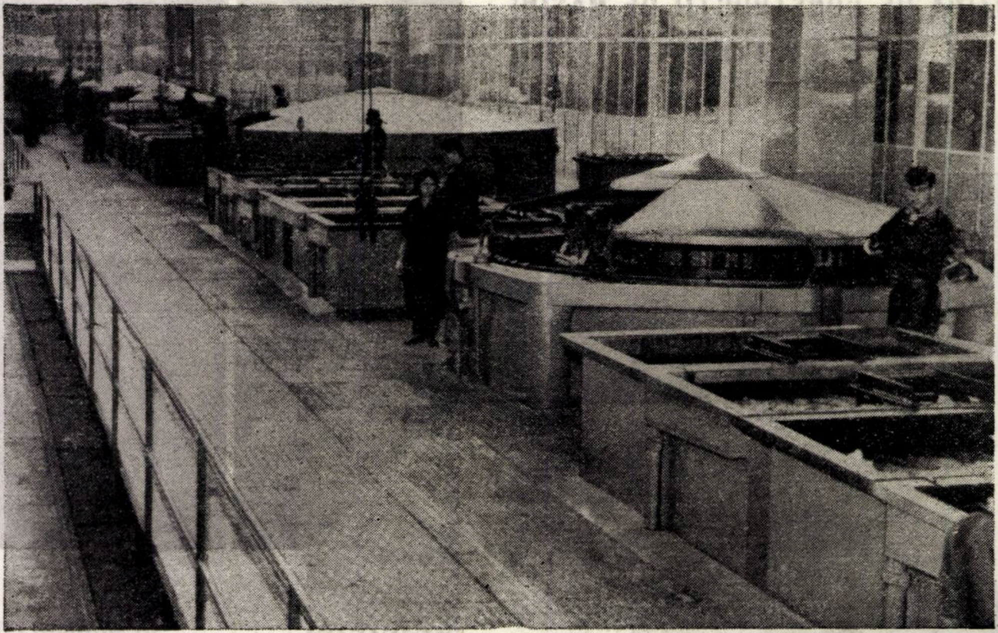
— Capacitatea utilă . . . . aprox.	3 600 l
conf. indic. de pe placa de timbru.	
— Greutatea proprie	2 800 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	5 250 mm
— lățimea totală	2 000 mm
— înălțimea maximă	2 200 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 600 mm
— Viteza maximă . . . . (în funcție de categoria drumurilor)	25—40 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	26°
— cisterna goală	31°



REMORCA-CISTERNĂ RC—1,8
(pentru tractor)

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă . . . . . . aprox. 1 800	2 × 110 l
— Greutatea proprie	1 150 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	3 305 mm
— lățimea totală	2 125 mm
— înălțimea maximă	1 960 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 755 mm
— Viteza maximă	25 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	26°
— cisterna goală	31°



Automatica în galvanotehnică

Instalații de înaltă productivitate și automate pentru toate procedeele de înnobilare a suprafețelor. Chimicale și preparate de mare randament pentru toate necesitățile tratamentului galvanic și chimic al suprafeței metalelor.

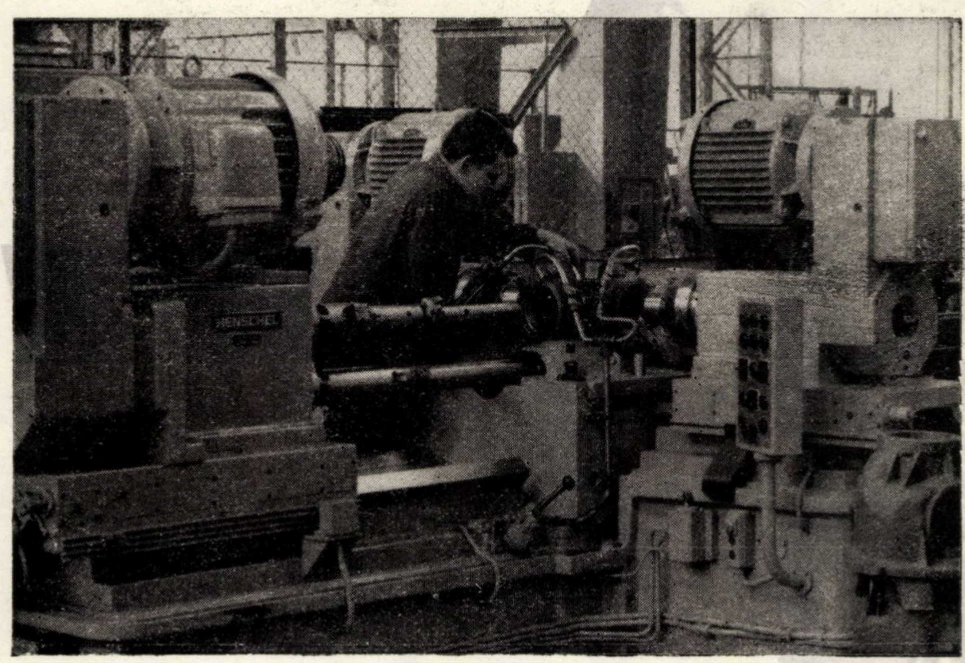
Produse speciale. Automate cu comandă după program, băi de mare randament pentru nichelare cu luciu, cu densitate de curent pînă la 16 A/dm^2, băi de cromare autoreglabile, „Chromprotekt" pentru înlăturarea vaporilor nocivi, băi de argintare cu luciu, băi de cuprare cu luciu, băi de zincare cu luciu, băi de cadmiere cu luciu, băi de eloxare cu luciu, paste și lichide de șlefuit și dispozitive de aducțiune.

Blasberg **Friedr. Blasberg GmbH. Solingen**

Telefon: 13145-48
Bundesrepublik Deutschland
FS: 08 514835

HENSCHEL

Maşinile de mare randament nu se cumpără la întîmplare, ci după o examinare amănunţită a eficienţei şi randamentului lor. Maşinile-unelte Henschel sînt construite pentru metode de producţie moderne şi garantează calitatea optimă şi o capacitate mare de lucru

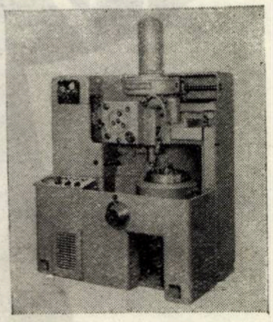


- Unităţi de prelucrare electromecanice sau hidraulice.

HENSCHEL livrează:

- Maşini speciale pentru prelucrare prin aşchiere cu comandă semiautomată sau automată cu benzi perforate sau cu alte sisteme.
- Linii de transfer pentru prelucrare prin aşchiere şi montaj automat.
- Maşini de mortezat roţi dinţate pînă la modul 7 şi 450 mm diametru.
- Automate verticale cu mandrină cu 6 şi 8 şpindluri.

La cerere, toate maşinile se pot livra cu alimentare automată.

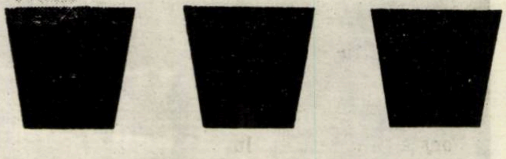


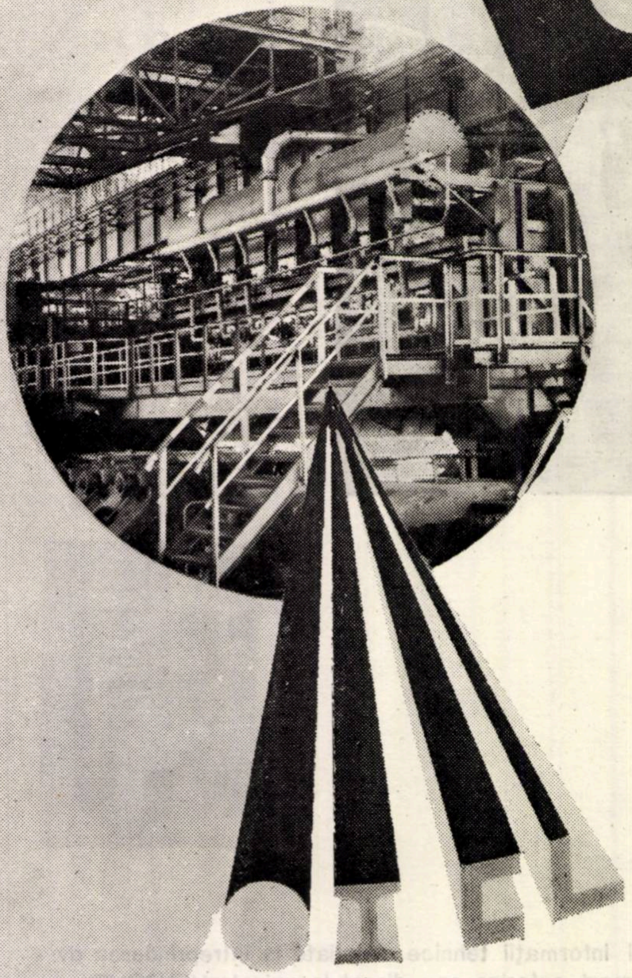
Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la uzinele HENSCHEL — societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE
Aktiengesellschaft
Kassel
Bundesrepublik Deutschland

METALIMPORT

ÎNTREPRINDERE DE STAT PENTRU COMERŢ EXTERIOR
BUCUREŞTI • BD. 6 MARTIE Nr. 42
TELEFON: 15.34.33; 13.68.42 • TELEX.: 257, 280





Exportă:

1) **Lingouri din oţel în greutate de 3–7 t.**

2) **Semifabricate:**

- ŢAGLE PENTRU LAMINARE, ⌀ 70–125 mm
- ŢAGLE PĂTRATE PENTRU ŢEVI, ⌀ 70–125 mm
- ŢAGLE ROTUNDE PENTRU ŢEVI, ⌀ 90–160 mm

3) **Produse finite:**

- **oţel lat** lăţime 40–60 mm, grosime 8—12 mm
- **oţel rotund** ⌀ 90 pînă la 180 mm (din 10 în 10 mm)
- **oţel rotund** ⌀ 8; 12 şi 20 mm
- **oţel U** (180; 200; 220; 240 mm)
- **oţel I** (180; 200; 220 şi 240 mm)
- **oţel cornier** 120 × 120 × 11/13 mm
  130 × 130 × 12/14/16 mm
  150 × 150 × 12/14 mm
- **oţel beton** ⌀ 6; 8; 10; 12 şi 20 mm

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

И. Вайсер: **Огнеупорные изделия улучшенного качества для сталеразливочной платформы.**

Описываются исследования по улучшению качества огнеупоров для разливочной платформы путем использования метода полусухой прессовки. Также показывается благоприятное влияние применения этого способа на характеристики изделий и их поведение при использовании.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 385–389

Ион Скарлат, *Николай Кэрэбаш* и *Георге Власе*: **Эксплуатация вагранки с помощью анализа продуктов горения.**

Среди всех вагранок, вагранка с перераспределением воздуха обеспечивает в продуктах горения самую большую сумму: $CO_2 + O_2$ свободный, 1/2 CO. Кроме того, в этой же вагранке получены самые хорошие коэффициенты горения углерода и кривая (CO; $CO_2 + O_2$) наиболее приближается к кривой, которая представляет переход всего кислорода из воздуха в продукты горения.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 389–393

Ардас Кундикжиан, *Константин Матей* и *Флорин Панаитеску*: **Сталь 18 MOCN 06 заменитель стали 13 CN 25 в производстве буровых долот.**

Представлены результаты исследований, проведенных в Металлургическом научно-исследовательском интситуте с целью экономии никеля путем замены цементированной специальной стали (STAS 793—53) сталью с пониженным содержанием никеля. Сталь — заменитель хром-никель-молибден 18 MOCN, полученная исследовательскми путем имеет характеристики, подобные стали 13 CN 25, дала удовлетворительные результаты при испытании в производстве трехлопастного долота для нефтяного оборудования и в эксплуатации скважин.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 394–398

Владимир Жагелло: **Прокатка цельнотянутых высоколегированных стальных труб на прокатном стане типа Стоссбанк.**

В работе рассматривается возможность прокатки труб из нержавеющей и огнеупорной стали на прокатном стане типа Стоссбанк. Описывается подготовка и результаты оригинальной экспериментальной прокатки с возможностями внедрения в производственной практике.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 399–404

Из заводской и лабораторной практики

Адриан Ионеску: **Новый процесс формовки для отливки стальных деталей.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 5, стр. 405–407

Рудольф Москович: **Некоторые аспекты износа узла толкателя на двигателях с большим числом оборотов.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 407–410

Ион Олтяну: **Опыт заводов „Республика“ в Бухаресте в установлении производственных циклов.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, стр. 410–413

Машиностроение

Ион Нан и *Ромулус Сусан*: **Регулировка и использование гидростатических передач.**

В статье представлены несколько примеров использования гидростатических передач, дорожных и железнодорожных средств передвижения, подьемных машин и судов. Представлены некоторые рабочие схемы, а также приспособления регулировки и управления, из которых видны большие возможности их автоматизации.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), № 5, pag. 414–429

Бернард Хоровиц и *В. Сафта*: **Экспериментальное исследование конструктивных мероприятий по повышению сопротивления на усталость деталей с нарезкой.**

В статье указываются результаты испытаний, произведенных с образцами с поперечной насечкой типа нарезки. Производя испытания с образцами с одной поперечной канавкой, имеющей форму, соответствующую резьбе М 16, установлено, что сопротивление на усталость нормализированной стали OLC 45 понижается от 31,5 кГ/мм² до 13,5 кГ/мм², что соответствует коэффициенту концентрации K — 2,34. При использовании двух или трех конструтивно подобных канавок, находящихся на расстоянии, соответствующему шагу резьбы, получается увеличение сопротивления на усталость от 13,5 до 15, соответственно 16 кГ/мм² (11% соответственно 18,5%). Более заметное повышение сопротивления на усталость получается при использовании разгрузочных канавок с одной или с двух сторон, группы исходных канавок с уменьшенной глубиной в сравнении с основной канавкой. В этом случае получено сопротивление усталости 17,25 соответственно 18 кГ/мм², что соответствует росту по сравнению с образцами с одной канавкой, 27,8, что соответствует 33,4%.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 5, стр. 426–429

Раду Манолиу и *Вальдемар Гецу*: **Линии передачи для семейства деталей.**

После краткого изложения прогресса в развитии передаточных линий, указываются условия и технико-экономические преимущества передаточных линий для семейства деталей. Даются примеры, представляя конструкции подобных линий спроектированных УТСМЕ, мотивируя примененные решения. В заключение обращается внимание на экономическое значение передаточных линий для семейства деталей в РНР.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 5, стр. 429–438

Для молодого инженера

Раду Думитриу, *Константин Сарлэу* и *Александру Опрендек*: **Сварка стальных труб с повышенным содержанием углерода (0,5%) для транспортировки жидкостей и газов под высоким давлением.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 5, стр. 439–443

Охрана труда

Павел Поджеру и *Иосиф Кац*: **Ограничительное приспособление максимальных нагрузок на мостовых кранах.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 5, стр. 444–447

Изобретения и новаторство 448
Документация 449 — 463
Рецензии 464 — 466
Хроника 467 — 472
Информации 472 — 474

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Iosif Veiser : **Feuerfeste Erzeugnisse von verbesserter Qualität für die Giessbühne des Stahls.**

Es werden Versuche zur Qualitätsverbesserung der feuerfesten Erzeugnisse für den Giessplattform durch Verwendung des halbtrockenen Prozessverfahrens beschrieben. Ferner wird der günstige Einfluss dieses Verfahrens auf die Kenndaten der Erzeugnisse und auf ihr Verhalten während des Betriebs unterstrichen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 385–389

Ion Scarlat, Nicolaie Cărăbaş şi Gheorghe Vlase : **Die Nutzung des Kupolofens auf Grund der Analyse der Gichtgase.** Von allen Kupolöfen sichert der Heisswindofen im Gichtgas die höchste Summe CO_2 + freies $O_2 + \frac{1}{2}$ CO.

Ebenfalls in diesem Kupolofen werden die besten Verbrennungsindexziffern des Kohlenstoffs und eine Kurve (CO; $CO_2 + O_2$) erzielt, die der Kurve am nächsten liegt, die den vollständigen Übertrag des Sauerstoffs aus der Luft in die Gichtgase anzeigt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 389–393

Ardas Kundacgian, Constantin Matei und *Florin Panaitescu* : **Der 18 MoCN 06-Stahl ein Ersatz des 13 CN 25-Stahls in der Herstellung von Bohrmeisseln.**

Der Aufsatz enthält eine Darlegung der Ergebnisse des im Forschungsinstituts für Metallurgie vorgenommenen Versuche hinsichtlich der Einsparung des Nickels durch den Ersatz des legierten Zementierungsstahles 13 CN 25 (Stas 793-53) mit einem Stahl von geringem Nickelgehalt. Der Chrom-Nickel-Molibden-Erzsatzstahl der durch verschiedene Versuche erzietelt wurde hat ähnliche Kenndaten wie der 13 CN 25-Stahl.

Es wurde in der Herstellung von Bohrmeisseln mit drei Zapfen für die Erdölförderung erprobt und hat gute Ergebnisse gezeitigt

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962) H. 5, S. 394–398

Vladimir Jaghello : **Das Walzen der nahtlosen Rohren aus hochlegierten Stählen an der Stossbank.**

Im Aufsatz wird die Möglichkeit des Walzens von Rohren aus nichtoxydierbarem und feuerfestem Stahl an einer Stossbank behandelt.

Es wird die Vorbereitung und die versuchsweisen Ergebnisse eines neuesartigen Walzens beschrieben das in der Produktion angewendet werden kann.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 399–404

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Adrian Ionescu : **Ein neues Formverfahren für das Giessen der Stahlwerkstücke.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 5, S. 405–407

Rudolf Moscovici : **Einige Aspeckte über den, Verschleiss des Stöfels und des Nockens bei den Motoren mit hoher Tourenzahl.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 5, S. 407–410

Ion Olteanu : **Die Erfahrung der Bukarester „Republica-Werke" in der Festsetzung des Fabrikationszyklusses.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 411–413

Maschinenbau

Ion Nan und *Romulus Susan* : **Reglung und Verwendung der Strömungsgetrieben.**

Im Aufsatz werden einige Verwendungsbeispiele der Strömungsgetriebe bei Strassen-und Schienenfahrzeugen, bei Hebmaschinen und Wasserfahrzeugen dargelegt. Es werden einige Betriebsschemas und die Regel-und Steuerungsvorrichtungen beschrieben, woraus ihre grossen Automatisierungsmöglichkeiten ersichtlich werden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 414–425

Bernard Horovitz und *Voicu Safta* : **Experimentelles Studium von konstruktiven Massanhamen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit der mit Gewinde versehenen Werkstücke.**

Der Aufsatz enthält die Ergebnisse der Versuche, die an Markierprobekörper mit querlaufenden Rillen vom Typ Gewinde vorgenmomen wurden. Bei Versuchen an Probekörper mit einer einizigen querlaufenden Rille, die der Form nach dem Gewinde M 16 entspricht, geht die Ermüdungsfestigkeit des normalisierten OLC 45-Stahls von 31,5 kgf mm² auf 13,5 kgf/mm² zurück, was einem Konzentrierungskoeffizienten von $K_0 = 2{,}34$ entspricht.

Durch die Verwendung von 2–3 gleichen aufeinanderfolgenden mit einem Abstand entsprechend der Ganghöhe des Gewindes wird eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von 13,5 bei 15 beziehungsweise 16 Kgf/mm²(11 % beziehungsweise 18,5%) erzielt.

Eine noch bedeutendere Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit erzielt man durch das Schneiden von Erleichterungseinschnitten auf einer oder der anderen Seite der ersten Einschnittengruppe mit einer geringeren Tiefe als die Grundrille. Auf diese Weise wurde eine Ermüdungsfestigkeit von 17,25 beziehungsweise 18 Kgf/mm² erzielt, was einer Steigerung von 27,8 beziehungsweise gegenüber den Probekörpern mit einem Einschnitt einizigen entspricht.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 426–429

Radu Manoliu und *Waldemar Gheţu* : **Übertragungsstrecken für Werkstücke der gleichen Gattung.**

Nach einer kurzen Darlegung des Fosrtchritts in der Entwicklung der Übertragungsstrecken werden die technisch-wirtschaftlichen Voraussetzungen und Vorteile der Übertragungstrecken für Werkstücke gleicher Gattung unterstrichen.

Als Beispiel werden einige solche Strecken beschrieben, die vom Technischen Forschungsinstitut für Metallurgie projektiert wurden und die die angewandten Lösungen rechtfertigen. Abschliessend wird die Wirtschatflichkeit solcher Strecken bei Werkstücken gleicher Gattung für die RVR hervorgehoben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 429–438

Für den Jungingenieur

Radu Dumitru, Constantin Şarlău und *Alexandru Oprendek* : **Das Schweissen der Stahlröhre mit hohem Karbongehalt** (0,5%) **für die Beförderung von Gasen unter hohem Druck.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 439–443

Arbeitsschutz

Pavel Podjevin und *Iosef Katz* : **Vorrichtung zur Begrenzung der Höchstbeanspruchung bei den Rollbrücken.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 5, S. 444–447

Erfindungen und Neuerungen 448
Dokumentation 449 – 463
Buchbesprechungen 464 – 466
Chronik 467 – 472
Informationen 472 – 474

SOMMAIRE

Métallurgie

Iosif Veiser : **Produits réfractaires de qualité améliorée pour le pont à couler l'acier.**

On décrit des essais d'amélioration de la qualité des réfractaires pour le pont à couler en utilisant la méthode du pressage mi-sec.

On montre également l'influence favorable de ce procédé sur les caracteristiques des produits et sur le comportement de ceux-ci à l'exploitation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 5, pag. 285–389

Ion Scarlat, Nicolae Cărăbaş şi *Gheorghe Vlase* : **Exploitation du cubilot basée sur l'analyse des gaz de combustion.**

De tous les cubilots, celui à air redistribué assure dans les gaz de combustion le plus grand taux de $CO_2 + O_2$ libre $+ \frac{1}{2} CO$.

C'est toujours avec ce cubilot que l'on obtient les meilleurs coefficients de combustion du carbone et la courbe (CO ; $CO_2 + O_2$) la plus rapprochée de celle qui représente le passage de tout l'oxygène de l'air dans le gaz de combustion.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 5, pag. 389—393

Ardaş Kundacgian, Constantin Matei et *Florin Panaitescu*. **L'acier 18 MoCN 06, remplaçant de l'acier 13 CN 25 á la fabrication de trépans de forage.**

On présente les résultats des recherches poursuivies à l'ICEM en vue d'économiser le nickel, en remplaçant l'acier allié 13 CN 25 de cémentation (Stas 793-53) par un acier à faible teneur en nickel. L'acier de remplacement chrome-nickel-molibdène 18 MoCN, obtenu à la suite des essais, a des caractéristiques semblables à celles de l'acier 13 CN 25 ; expérimenté à la fabrication des trépans à trois cones et à l'exploitation dans les puits, il a prouvé un bon comportement.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 394–398

Vladimir Jaghello — **Laminage des tubes sans soudure en aciers hautement alliés sur un laminoir type Stossbank.**

On montre les travaux préparatoire et les résultats d'un laminage expérimental original, avec des possibilités d'extension industrielle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 399–404

De l'expérience des usines et des laboratoires

Adrian Ionescu : **Un nouveau procédé de moulage pour la coulée des pièces en acier.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 405–407

Rudolf Moscovici : **Certains aspects concernant l'usure de l'ensamble taquet-came des moteurs à grande vitesse.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5. pag. 407—410

Ion Olteanu : **L'expérience des usines ,,Republica''-Bucarest à établir le cycle de fabrication.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 411–413

Construction de machines

Ion Nan et *Romulus Susan* : **Réglages et utilisations des transmissions hydrostatiques.**

Dans le présent article on donne quelques exemples d'utilisation des transmissions hydrostatiques pour des véhicules routiers, ferroviaires, engins de levage et embarcations. On montre quelques schèmas de fonctionnement, de même que les dispositifs de réglage et de commande, d'ou ressortent les vastes possibilités d'y appliquer l'automation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 414–425

Bernard Horovitz et *Voicu Safta*. **Étude expérimentale portant sur quelques mesures constructives pour augmenter la résistance à la fatigue des pièces filetées.**

Dans ce article on indique les résultats des essais effectués sur des éprouvettes aux entailles transversales (rainures) du type filet.

Lors des éssais sur des éprouvettes à une seule rainure transversale correpondent comme forme au filet M 16, la résistance à la fatigue de l'acier OLC 45 normalisé baisse de 31,5 kgf/mm² à 13,5 kgf/mm², ce qui revient à un coefficient de concentration $K_0 = 2{,}34$.

En pratiquant deux ou trois rainures consécutives identiques espacées conformément au pas de la vis, on obtient une augmentation de la résistance à la fatigue de 13,5 à 15, respectivement 16 Kgf/mm² (11%, respectivement 18,5%).

On obtient une augmentation encore plus remarquable de la résistance à la fatique si l'on pratique des rainures de déchargement d'un coté ou des cotés du groupe de rainures initiales, à une profondeur plus réduite que celle de l'entaille de base. On est arrivé de cette manière a des résistances à la fatigue de 17,25, respectivement 18 kgf/mm², ce qui correspond à une augmentation par rapport à l'éprouvette à une seule rainure, de 27,8, soit 33,4%.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 5, pag. 420–429

Radu Manoliu et *Waldemar Gheţu* : **Lignes de transfert pour des familles de pièces.**

Au bout d'un exposé succint sur le progrès obtenu dans le développement des lignes de transfert, on montre les conditions et les avantages techno-économique des lignes de transfert pour des familles de pièces.

A titre d'exemple on décrit quelques lignes de ce genre projetées à l'ITCME, en justifiant les solutions adoptées.

Pour finir, on fait voir l'importance économique pour la R.P.R. des lignes de transfert pour des familles de pièces

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 5, p. 429–438

Pour le jeune ingénieur

Radu Dumitru, Constantin Şarlău et *Alexandru Oprendek*: **Soudage des conduites en acier à grande teneur en carbone (0,5%) pour le transport des gazes sous pression.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 439–443

Protection du travail

Pavel Podjevin et *Iosef Katz*. **Dispositifs à limiter la charge maximum des ponts roulants.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962) nr. 5, pag. 444–447

Inventions et innovations 448
Documentation 449 — 463
Comptes-rendus 464 — 466
Chronique 467 — 472
Informations 472 — 474

CONTENTS

Metallurgy

Iosif Veiser : **Improved refractory products for foundry platforms.**

Some tests have been conducted in order to improve the quality of refractory goods for foundry platforms by means of the semi-dry pressing method.

The favourable influence of this technique on the characteristics of products and their subsequent behaviour is pointed out.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 385—389

Ion Scarlat, Nicolaie Cărăbaș și *Gheorghe Vlase* : **The exploitation of smelting furnaces based on the analysis of flue gases.**

The melting furnace with redistributed air ensures the highest sum : $CO_2 + \text{free } O_2 + \frac{1}{2} CO$. The best carbon burning coefficients are also obtained as well as the curve (CO ; $CO_2 + O_2$) closest to the curve representing the passing of all the oyxgen from the air into the flux gases.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 389—393

Ardeș Kundacgian, Constantin Matei and *Florin Panaitescu* : **The 18 MoCN 06 steel as a substitute for the 13 CN 25 steel in manufacturing drilling bits.**

The results are given of tests carried out by the Metallurgical Research Institute in order to save the nickel by using a steel with low nickel content instead of the 13 CN 25 alloy cementation steel (state standard 793-53).

The chrome-nickel-molybdenum steel 18 Mo CN, obtained by tests is similar in its characteristic features with the steel 13 CN 25 and behaved satisfactorily during the manufacture and exploitation of oil equipment such as three cone bits.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 394—398

Vladimir Jaghello : **The rolling of seamless pipes made of high alloy steels in a rolling mill of the Stossbank type.**

The possibility is discussed of rolling the pipes made of unoxidable and refractory steel in a rolling mill of the Stossbank type.

The preparation and results are shown of an original experimental rolling likable to be extended to production.

Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. *14*, (1962), nr. 5, pag. 399—404

From the experience of our works and laboratories

Adrian Ionescu : **A new moulding technique for the casting of steel pieces.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 405—407

Rudolf Moscovici : **Some aspects concerning the wear of the peg-cam system in motors with a high number of revolutions.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 407—410

Ion Olteanu : **The experience of the „Republica" works in Bucharest in establishing the fabrication cycle.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 411—413

Machine building

Ion Nan and *Romulus Susan* : **Adjustments and uses of hydrostatic transmissions.**

Several examples are given of hydrostatic transmissions in road and railway vehicles, lifting machines and boats. Some working schemes as well as adjustment and control devices are shown emphasizing the vast automation possibilities.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 414—425

Bernard Horovitz and *Voicu Safta* : **An experimental study of some constructive measures meant to increase the fatigue resistance of screw cut pieces.**

Results are given of tests carried out on test pieces with cross grooves of the thread type.

These tests have shown that the use of a single cross groove similar in shape to M 16 thread, reduced the fatigue resistance of the normalized steel OLC 45 from 31.5 kgf/sq mm to 13,5 kgf/sq mm corresponding to a concentration coefficient, $Kc = 2.34$.

By using two or three identical consecutive grooves, disposed at a distance adapted to thread pitch, the fatigue resistance is raised from 13,5 to 15 and 16 kgf/sq mm respectively (11% and 18.5% respectively).

A higher increase of the fatigue resistance is obtained by performing some discharge grooves on one or both sides of the initial groove group ,less deep than the basic slot. Fatigue resistances as high as 17,25 and 18 kgf/sq mm equivalent to a 27,8 and 33,4% increase as compared to the single groove test piece were thus obtained.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 426—429

Radu Manoliu and *Waldemar Ghetu* : **Transfer lines for families of pieces.**

After briefly reviewing the progress achieved in developing the transfer lines, the author describes the conditions and technical and economic advantages of such transfer lines for the families of pieces.

Some examples are given by describing the building of such lines designed by the I.T.C.M.E., justifying the solutions applied.

In conclusion, the economic importance is emphasized of the transfer lines for piece families, in the R.P.R.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 429—438

For young engineers

Radu Dumitru, Constantin Șarlău and *Alexandru Oprendek* : **The welding of steel conduits with increased carbon content (0,5%) used to convey gases under high pressure.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962), nr. 5, pag. 439—443

Labour protection

Pavel Podjevin and *Iosef Katz* : **A device for limiting the maximum load in roller bridges.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962), nr. 5, pag. 444—447

Inventions and innovations 448

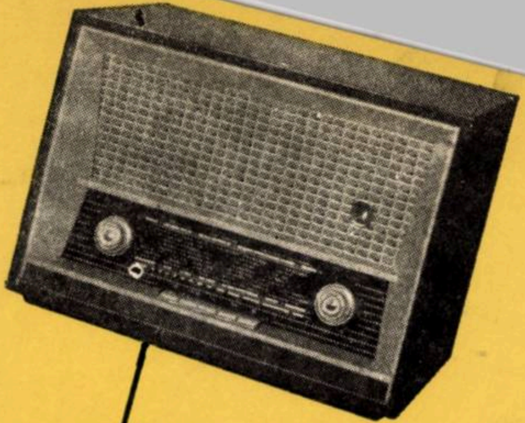
Documentation 449 — 463

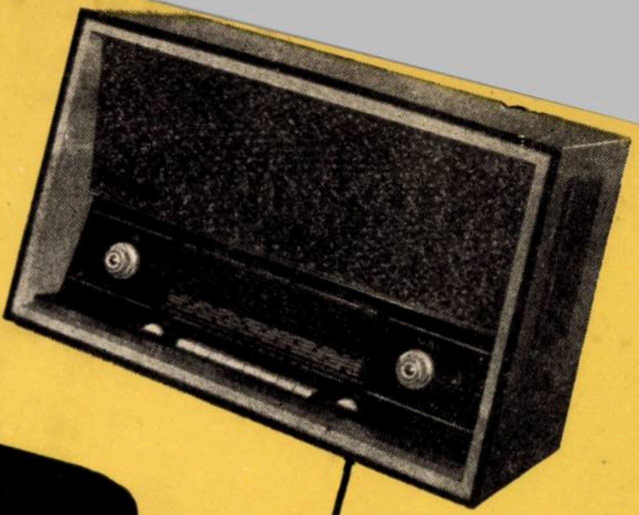
Reviews 464 — 466

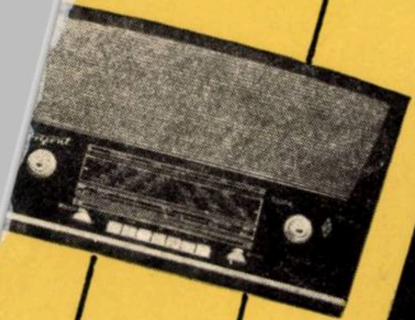
Chronicle 467 — 472

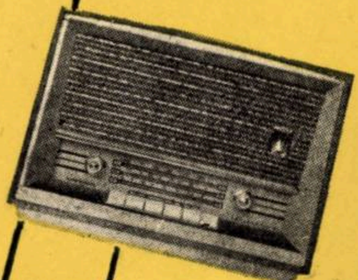
News 472 — 474

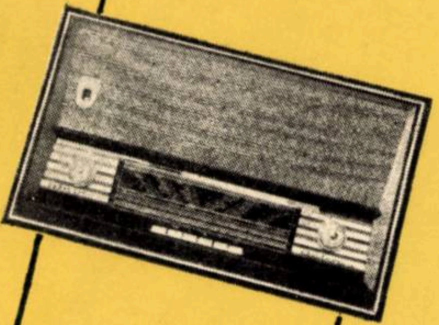
Electronica

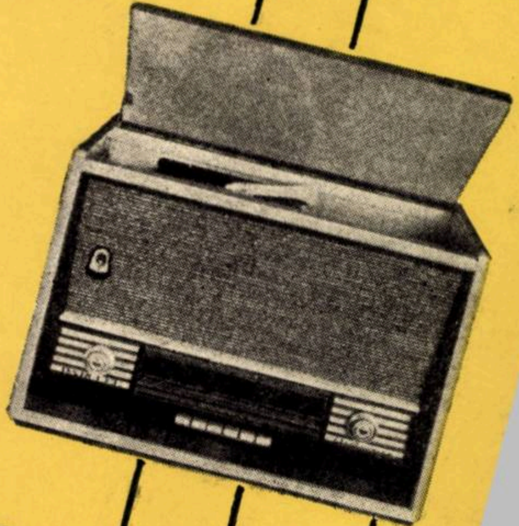












Select 3+2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 3 clape; 3 game de unde; indicator optic de acord; 1 difuzor circular de 2,5 VA; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V și 220 V; dimensiuni: 520×350×260 mm; greutate: 9 kg.

Orizont 5 + 2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 7 clape; 5 game de unde; 2 reglaje de ton, permițînd reglarea tonurilor joase și a celor înalte; indicator optic de acord; 2 difuzoare circulare de 2,5 VA; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V și 220 V; dimensiuni: 690×420×310 mm; greutate: 18 kg.

Tomis 5+2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 6 clape; 4 game de unde; indicator optic de acord; 2 difuzoare circulare de 2,5 VA; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V, 220 V; dimensiuni: 630×370×290 mm; greutate: 15 kg.

Modern 6 + 2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 8 clape; 6 game de unde; indicator optic de acord; 4 difuzoare eliptice de 1 VA; 2 reglaje de ton și registru 3 poziții; antenă de ferită; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V și 220 V; dimensiuni: 725 × 440 × 295 mm; greutate. 22 kg.

Carmen 3 + 2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 4 clape; 3 game de unde; indicator optic de acord; 1 difuzor eliptic de 1 VA; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V și 220 V; dimensiunile: 350 × 240 × 175 mm; greutate: 4.5 kg.

Darclée 5 + 2 tuburi electronice; schimbător de lungimi de unde sistem claviatură cu 6 clape; 4 game de unde; indicator optic de acord; 2 difuzoare circulare de 2,5 VA; tensiuni de alimentare: 110 V, 120 V și 220 V; picup Supraphon cu 4 viteze și doză de cristal piezoelectric; dimensiuni: 645×450×350 mm; greutate: 20 kg.

ÎNTREPRINDERE INDUSTRIALĂ DE STAT PENTRU PIESE ŞI APARATE DE RADIO, TELEVIZOARE ŞI ELECTRONICĂ INDUSTRIALĂ

Uzinele
23 AUGUST
București

EXECUTĂ:

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.

R
REFERALV
KAT

metalurgia și construcția de mașini

6

DIN CUPRINS:

GHEORGHE STĂNCIULESCU, VICTOR LANDES, ION ILINĂ, SEBASTIAN FLEXER : Contribuții la stabilirea posibilităților de fabricare a feromanganului și silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase și fosforoase.

ION FRANȚIU : Contribuții privind îmbunătățirea calității tablelor decapate pentru cositorire.

CONSTANTIN WANYOREK : Contribuții la studiul general al solidificării sistemului piesă-maselotă.

MIRCEA DRĂGULIN : Modele cu curbură inversă pentru turnătorie.

GHEORGHE CHIȚU : Contribuiți la construirea mașinilor pneumatice pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin.

IVAN ERLITZ, DAN ABĂITĂNCEI ȘI IOSIF SOARE : Eficacitatea măsurilor de îmbunătățire a calității motoarelor de tractor în exploatare.

VIRGIL MARIN : Un nou sistem de strîngere hidraulică.

GHEORGHE VASILCA : Unele aspecte cantitative ale proprietăților funcționale ale materialelor pentru lagăre.

VALENTIN CĂLINESCU ȘI ALEXANDRU OANEA : Raționalizarea transportului intern în uzinele constructoare de mașini.

ILIE T. ECHIM : Unele aspecte la sudarea metalelor cu arc electric și electrod de wolfram, în mediu de argon.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 6 ★ iunie 1962

Instalația de foraj structural

S 25

UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

MŰSZAKI · KÖNYVTÁR · ORSZÁGOS · 1883

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI
ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI ȘI AL
ASOCIAȚIEI ȘTIINȚIFICE A INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR

ANUL XIV, IUNIE 1962, Nr. 6

CUPRINS

Metalurgia

Gheorghe Stănciulescu, Victor Landes, Ion Ilină, Sebastian Flexer : **Contribuții la stabilirea posibilităților de fabricare a feromanganului și silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase și fosforoase**

Se prezintă rezultatele cercetărilor și ale lucrărilor experimentale care au contribuit la stabilirea tehnologiei de fabricare a feromanganului și silicomanganului din minereuri de mangan indigene, sărace, silicioase și fosforoase, prin procedeul de reducere în trepte.

Soluția tehnologică propusă și indicii tehnico-economici rezultați pot constitui baza de proiectare a unei fabrici de feroaliaje din minereuri indigene.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 6, p. 481—486

Ion Franțiu : **Contribuții privind îmbunătățirea calității tablelor decapate pentru cositorire**

Se prezintă pe scurt tendințele în producția laminatelor de oțel și a tablelor subțiri, arătînd posibilitățile actuale la uzinele existente în ceea ce privește tehnologia de fabricație a tablelor decapate. Pentru utilizarea cît mai bună a acestor posibilități se tratează unele din cercetările întreprinse în cadrul asistenței tehnice date de ICEM uzinelor producătoare pentru ameliorarea calității tablei decapate pentru cositorire.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr., 6, p. 486—493

Pentru tînărul inginer

Constantin Wangorek : **Contribuții la studiul general al solidificării sistemului piesă-maselotă**

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14*, (1962) nr. 6, p. 494—501

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

Mircea Drăgulin : **Modele cu curbură inversă pentru turnătorie**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 6, p. 501—504

Gheorghe Chițu : **Contribuții la construirea mașinilor pneumatice pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 6, p. 504—514

Construcția de mașini

Ivan Erlitz, Dan Abăităncei și *Iosif Soare* : **Eficacitatea măsurilor de îmbunătățire a calității motoarelor de tractor în exploatare**

În articol se studiază măsurile raționale pentru îmbunătățirea calității motoarelor de tractor fabricate de către Uzinele de tractoare-Brașov, întocmite pe baza datelor culese de beneficiarii tractoarelor.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 6, p. 515—520

Virgil Marin : **Un nou sistem de strîngere hidraulică**

Strîngerea hidraulică este rezolvată în mod obişnuit prin folosirea unei pompe auxiliare sau a unui acumulator de capacitate mare.

Autorul descrie un sistem nou în care strîngerea hidraulică se realizează cu ajutorul unei supape de siguranță-descărcare cu funcţionare automată.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6. p. 520—525

Alexandru Seleşteanu : **Metodica de dimensionare a maşinilor**

Fazele de dimensionare a maşinilor sînt :

— aprecierea dimensiunilor ;
— verificarea solicitărilor ;
— corectarea dimensiunilor.

În lucrare se dă o metodă care permite de la început o apreciere aproape corectă a dimensiunilor. Această metodică este ilustrată prin exemple de : fretaj, lagăre, roţi dinţate, roţi de fricţiune, curele şi arbori cotiţi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6. p. 525—530

Gheorghe Vasilca : **Unele aspecte cantitative ale proprietăţilor funcţionale ale materialelor pentru lagăre**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 530—534

Pentru tînărul inginer

Valentin Călinescu şi *Alexandru Oanea* : **Raţionalizarea transportului intern în uzinele constructoare de maşini**

În acest articol se clasifică şi se prezintă pe scurt principalele utilaje moderne folosite în transportul intern în uzinele constructoare de maşini şi se discută unele aspecte tehnico-economice ale raţionalizării acestor transporturi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 534—545

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

Ilie T. Echim : **Unele aspecte la sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de wolfram, în mediu de argon**

În articol se expun schemele de sudare cu curent continuu şi curent alternativ, construcţia unui pistol conceput de autor, diferite fenomene ce au loc la sudarea în argon, posibilităţile ei de aplicare, regimurile de sudare şi avantajele noului procedeu.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 546—553

Dan Pavelescu şi *Ion Iliuc* : **Metode pentru măsurarea grosimii filmului de lubrifiant la lagăre circulare**

Se demonstrează posibilitatea utilizării unor traductori electrici (de radiaţie şi inducţie) pentru măsurarea lui δ, θ şi α atunci cînd $\alpha \neq 1$ şi $\omega \neq 0$, etalonarea fiind făcută pentru $\alpha = 1$ şi $\omega = 0$.

Se prezintă apoi comparativ două metode de cercetare şi instalaţiile necesare; metoda radioactivă se bazează pe introducerea în ulei şi folosirea ca trasor a In^{114}, care permite determinarea unui volum de ulei, respectiv a mărimii δ ; metoda electrică inductivă măsoară grosimea filmului prin determinarea reluctanţei produsă de stratul de ulei, de asemenea de grosime δ.

Concluzia este că metoda electrică inductivă este mai avantajoasă prin simplitatea şi reproductibilitatea rezultatelor.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 553—559

Documentare 560—570
Recenzii 570—571
Informaţii 572—573

COMITETUL DE REDACŢIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheşa** ; ing **M. Costescu** ; ing. **P .Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I .Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kafiikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manolic** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleţ** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Piţulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roşca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **4. Şerban** ; ing. **V. Şerbănescu** ; ing. **C. Ştefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

CZ 669.168:669.15'74–198

Contribuţii la stabilirea posibilităţilor de fabricare a feromanganului şi silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase şi fosforoase

Ing. GHEORGHE STĂNCIULESCU, ing. VICTOR LANDES, ing. IOAN ILINĂ şi ing. SEBASTIAN FLEXER
Institutul de cercetări metalurgice

Datorită afinităţii chimice mari a manganului pentru oxigen şi sulf, feroaliajele cu mangan servesc ca dezoxidanţi şi desulfuranţi la elaborarea oţelurilor. De asemenea, se folosesc şi la alierea oţelurilor întrucît manganul formează cu carbonul din oţel carburi stabile mărind rezistenţa mecanică şi rezistenţa la uzură a oţelului.

Creşterea producţiei de oţel, prevăzută în planul de perspectivă, impune asigurarea siderurgiei cu cantităţi de feroaliaje de mangan care vor ajunge în anul 1965 la circa 24 000 t, iar în anul 1970 la circa 50 000 t. Dintre aceste aliaje, cel mai folosit este feromanganul cu 75% Mn cu conţinut ridicat de carbon (6,5—7,5%), urmat de silicomangan şi apoi de feromangan afinat.

Fabricarea feromanganului după metodele clasice se bazează pe reducerea pirometalurgică a oxizilor de mangan uşor reductibili cu carbonul din cocs în furnal sau în cuptor electric la temperaturi sub 1 800°C.

Minereurile care pot fi folosite la fabricarea feromanganului trebuie să fie cît mai bogate în mangan, să aibă conţinuturi cît mai mici de SiO$_2$ şi P deoarece :

— prezenţa silicei în mineruri duce la formarea silicaţilor de mangan, ceea ce micşorează conţinutul de oxid manganos liber şi îngreunează reducerea manganului ;

— prezenţa fosforului este vătămătoare, întrucît se reduce în proporţii de circa 70% trecînd în feromangan şi de aici în oţel.

Documentaţia de specialitate arată că în U.R.S.S. [3], [4], [5], ţara cea mai bogată în minereuri de mangan, se fabrică feromangan direct în furnal sau cuptoare electrice de mare capacitate, folosind minereuri bogate (circa 50% Mn ; 0,15—0,20% P ; circa 9% SiO$_2$) din care se obţine feromangan cu circa 75% Mn ; circa 2% Si ; 7% C ; 0,38% P ; 0,03% S.

În ţările unde minereurile de mangan au un conţinut scăzut în mangan şi conţinuturi ridicate în silice şi fosfor, prelucrarea lor directă în furnal sau cuptor electric la feromangan nu mai este posibilă şi ca urmare se valorifică prin reducerea în două faze pe cale metalurgică prin următoarele procedee :

— Zgurificarea manganului din minereurile de mangan sărace în furnale, unde se face reducerea fierului şi fosforului ; zgura obţinută se prelucrează în cuptor electric, folosind-o ca materie primă, la fabricarea feromanganului. Procedeul duce însă la un consum ridicat de cocs metalurgic şi la un randament scăzut (49—52%) [1].

— Zgurificarea manganului din minereuri într-un cuptor electric şi prelucrarea în continuare a zgurei la feromangan în alte cuptoare electrice ; minereul suferă în prealabil o preparare mecanică pentru îndepărtarea materialelor silicioase precum şi o uscare şi topire în alte agregate, înainte de a fi redus în cuptoarele electrice. Această metodă se aplică în S.U.A. la Niagara Falls, într-o staţie pilot experimentală [14] şi [18].

— Zgurificarea manganului într-un cuptor rotativ, folosind drept combustibil gazul de cocserie şi prelucrarea zgurei la feromangan în cuptor electric ; această metodă se experimentează în India [2].

În Republica Populară Romînă există zăcăminte importante de minereuri complexe de mangan, care au însă conţinuturi mici de mangan (sub 28%) şi conţinuturi ridicate de silice (34—36%) şi fosfor (0,24—0,37%) din care cauză nu pot fi prelucrate după metodele tehnologice clasice.

Problema fabricării feromanganului din aceste minereuri a fost cercetată în cadrul Institutului de Cercetări Metalurgice prin procedeul de reducere în trepte (faze), pornind de la următoarele consideraţii teoretice :

— tensiunea de disociere a oxidului manganos este mai mică decît tensiunile de disociere a pentaoxidului de fosfor şi a oxidului feros. La 1 800°K, tensiunile de disociere sînt :

— la MnO $6{,}02 \times 10^{-14}$;
— la P$_2$O$_5$ 10^{-10};
— la FeO 6×10^{-8},

ceea ce înseamnă că oxizii de fier şi fosfor se reduc mai ușor decît oxidul manganos, necesitînd temperaturi de reducere mai coborîte;

— prezența silicaților de mangan contribuie la micșorarea conținutului de oxid manganos liber și deci la îngreunarea reducerii manganului.

S-au studiat și s-au experimentat cu minereuri de mangan cu 21—25% Mn; 9—10% Fe; 0,24—0,37% P și 34—36% SiO_2, mai multe variante și anume:

— ambele faze complet separate și în etape, în cuptor electric căptușit cu masă carbonică;

— ambele faze prelucrate în continuare în cuptor electric: în prima fază minereul a fost prelucrat acid, iar fonta fosforoasă obținută a fost îndepărtată din cuptor; zgura manganoasă a fost prelucrată, în continuare, bazic a feromangan;

— prelucrarea acidă a minereului într-un cuptor rotativ încălzit cu gaz metan pentru zgurificarea manganului și reducerea fierului și fosforului (faza I); în continuare zgura obținută (minereu artificial) în stare lichidă se prelucrează bazic în cuptor electric la feromangan cu carbon ridicat sau la silicomangan cu 14—17% Si.

Experimentări în stație-pilot:

1. *Experimentările cu ambele faze complet separate și în etape* s-au făcut într-un cuptor electric de 400 kVA căptușit cu masă carbonică, folosind un minereu cu compoziția chimică medie: Mn = 24,69 %; Fe = 9,32 %; SiO_2 = 32,23 %; Al_2O_3 = 8,28 %; CaO = 5,90 %; MgO = 2,31 %; SO_3 = 0,50 %.

Prima fază (zgurificarea manganului) s-a realizat la bazicități $\frac{CaO}{SiO_2} = 0,1 - 0,42$, iar rezultatele sînt prezentate în tabela 1. S-a obținut o trecere medie a manganului în zgură de 91% și în metal de 4,7%, iar la fosfor o trecere medie de 45,5% în metal și de 7,4% în zgură.

Raporturile caracteristice ale zgurelor au fost: Mn/Fe = 20 — 40; P/Mn = 0,0011 — 0,0017; SiO_2/Mn = 1,5—1,8 corespunzătoare fabricării de feromangan bogat.

Zgurele au fost prelucrate din nou în cuptorul electric la bazicități de 1,3—1,9, obținîndu-se fie feromangan cu compoziția chimică: Mn = 76,19—81,78%; C = 3,32—6,30%; Si = 1,11 — 5,46%; P = 0,08 — 0,2%, corespunzător prescripțiilor din GOST 4755 — 49, calitatea Mn 3, fie silico-mangan cu compoziția chimică: Mn = 73,31 — 74,09 %; Si = 19,40 — 21,00%; C = 3,88 — 4,43 %; P = 0,15—0,20%; S = 0,013—0,015% care se încadrează (cu excepția carbonului) în calitatea SiMn-14 prevăzută în GOST 4756—49. Consumul de energie electrică a fost însă ridicat, deoarece cuptorul electric folosit nu a fost corespunzător pentru fabricarea de feroaliaje.

În tabela 2 se dau cîteva compoziții chimice de aliaje, obținute în aceste încercări, iar în figurile 1, 2 și 3 se dau în funcție de bazicitate: variația oxidului manganos în zgură, coeficienții de repartiție ai manganului

Tabela 1

Încercări de zgurificare a manganului în cuptorul electric de 400 kVA

Compoziția chimică, %												Bazicitate, CaO/SiO_2	Trecerea Mn, %		Trecerea P, %	
a metalului					a zgurei											
Mn	C	Si	P	S	MnO	FeO	P_2O_5	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO		în metal	în zgură	în metal	în zgură
6,66	4,39	urme	1,65	0,021	31,07	1,29	0,036	38,71	12,58	7,45	5,89	0,325	2,3	87,0	39,8	3,9
9,77	4,69	0,20	2,18	0,009	30,86	0,68	0,028	37,61	12,84	7,4	6,49	0,342	3,5	92,3	55,5	3,3
9,01	4,89	0,15	2,06	0,008	31,96	0,98	0,039	38,88	16,00	7,45	2,90	0,411	3,0	92,0	47,7	4,5
9,05	4,52	0,18	2,25	0,008	33,88	1,05	0,08	36,73	14,82	6,49	6,09	0,406	3,3	94,5	58,0	11,0
12,96	4,38	0,80	1,75	0,008	33,99	0,66	0,05	39,00	5,02	7,42	7,67	0,129	3,8	92,0	38,0	5,3

Tabela 2

Încercări de elaborare a feromanganului și a silicomanganului în cuptorul electric de 400 kVA, din zgure manganoase obținute tot în cuptorul electric

Compoziția chimică, %												Bazicitate, CaO/SiO_2
a metalului					a zgurei							
Mn	C	Si	P	S	MnO	FeO	P_2O_5	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	
81,78	4,12	1,11	0,12	0,008	0,37	0,014	2,265	28,40	55,27	2,10	5,10	1,94
80,46	6,30	1,93	0,17	0,010	3,50	0,72	urme	31,56	50,00	5,62	8,50	1,59
78,37	5,85	1,98	0,12	0,006	1,86	0,92	urme	32,88	50,20	6,70	7,30	1,52
73,31	3,88	21,00	0,151	0,015	2,20	0,29	0,088	34,80	44,75	8,62	4,34	1,28
74,09	4,43	19,46	0,200	0,013	1,40	0,11	0,068	34,84	59,00	2,18	1,86	1,69

[%Mn](% Mn) și variația conținutului de siliciu din feromangan.

Se constată că reducerea manganului crește o dată cu mărirea bazicității zgurei și că valorile cele mai ridicate ale siliciului s-au obținut la zgurele cu bazicitate medie, iar o dată cu creșterea bazicității, conținuturile de siliciu scad.

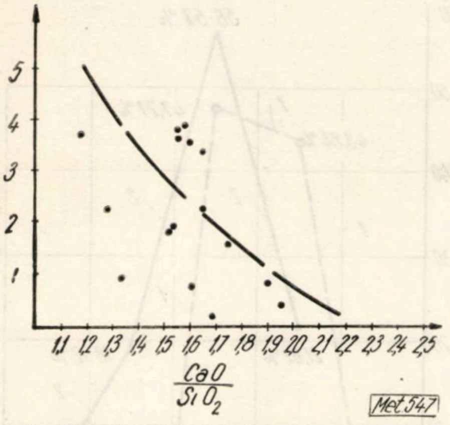


Fig. 1. Variația oxidului de mangan în zgură.

2. *Experimentările cu menținerea și prelucrarea bazică în continuare a zgurei manganoase* s-au făcut în cuptorul electric de 400 kVA căptușit cu masă carbonică după un procedeu original și anume: zgurificarea acidă a manganului (prima fază) din același minereu folosit în procedeul anterior, îndepărtarea metalului din cuptor și apoi în continuare, prelucrarea bazică a zgurei în același cuptor la feromangan sau silicomangan (faza a doua).

În prima fază s-a lucrat la bazicități $\frac{CaO}{SiO_2}=$ $= 0{,}30-0{,}35$, obținîndu-se un metal cu următoarea compoziție chimică: $Mn=20{,}81-37{,}2\%$;

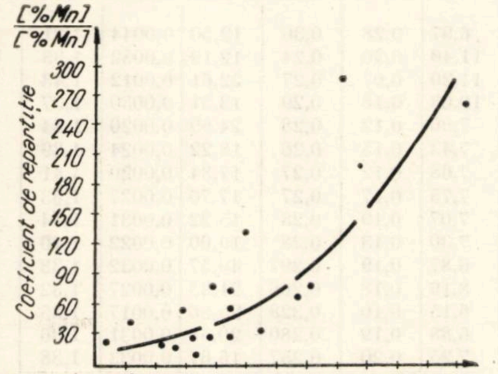


Fig. 2. Variația coeficientului de repartiție $\frac{[\%Mn]}{(\%Mn)}$ cu bazicitatea.

$C = 5{,}12 - 4{,}11\%$; $Si = 0{,}11 - 2{,}24\%$; $P = 1{,}34 - 1{,}48\%$; $S = 0{,}008 - 0{,}014\%$ și o zgură cu următoarea compoziție: $Mn = 27{,}50-28{,}30\%$; $Fe = 0{,}65-2{,}89\%$; $SiO_2 = 30{,}2-32{,}47\%$; $CaO = 9{,}30 - 11{,}30\%$; $MgO = 4{,}80-16{,}60\%$; $Al_2O_3 = 2{,}86 - 3{,}63\%$; $P = 0{,}05-0{,}19\%$.

După descărcarea metalului, zgura rămasă în cuptor s-a prelucrat mai departe la bazicități cuprinse între 1,56–2,12, obținîndu-se fie feromangan cu următoarea compoziție:

$Mn=80\%$; $C=6{,}74\%$; $Si=2\%$; $P=0{,}17\%$; $S = 0{,}002\%$,

fie silicomangan cu următoarea compoziție:

$Mn=60\%$; $Si=16\%$; $C=2{,}92\%$; $P=0{,}21\%$; $S = 0{,}006\%$, care se încadrează în prescripțiile GOST.

Aceste experimentări au scos în evidență o scădere a consumului de energie electrică, datorită faptului că prin reținerea zgurei manganoase lichide în cuptor, se folosește integral căldura ei fizică și nu mai este nevoie de căldură suplimentară pentru topire; de asemenea, nu mai este novoie ca zgura să fie transvazată.

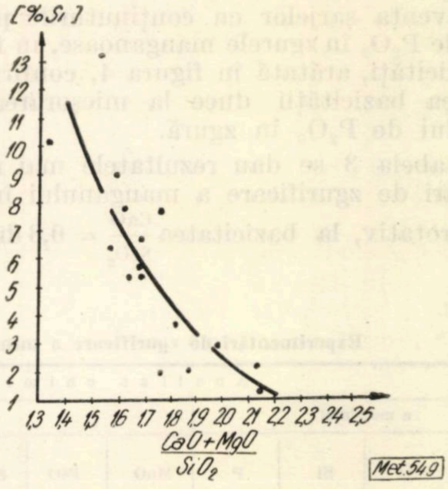


Fig. 3. Conținutul de siliciu în feromangan în funcție de bazicitate.

3. *Pentru reducerea prețului de cost al aliajului, s-a căutat ca prima fază (zgurificarea manganului și reducerea fierului și fosforului) să se facă în alt agregat* care să nu mai consume energie electrică. S-a ales cuptorul rotativ pentru a avea o amestecare cît mai bună a materialului (reducerea rapidă); încălzirea se face cu gaz metan, iar reducerea cu cocs metalurgic.

Datorită amestecului de silicați și oxizi de mangan și a silicei libere din minereu, a bazicității scăzute de lucru necesitată de procesul tehnologic (0,3–0,4), precum și rolului de bază al oxizilor de mangan s-a ajuns la concluzia, verificată de experimentările făcute cu diferite căptușeli acide, semiacide, carbonice, că singura căptușeală corespunzătoare este cărămida magnezitică cu compoziția:

$MgO=93{,}60-94{,}07\%$; $SiO_2=2{,}24-2{,}36\%$; $Al_2O_3 = 0{,}48 - 0{,}97\%$; $Fe_2O_3 = 1{,}70\%$; $CaO = 1{,}73-1{,}81\%$.

Căptuşeala a rezistat în medie la 100 de şarje, cu o uzură de 0,75 mm/şarje, durabilitate considerată corespunzătoare faţă de cantităţile experimentate şi condiţiile de lucru din staţia-pilot.

Experimentările de zgurificare s-au făcut cu un minereu cu următoarea compoziţie chimică: Mn = 27,57%; Fe = 9,10%; P = 0,25%; SiO_2 = 34,67%; CaO = 4,50%; MgO = 2,49%; Al_2O_3 = 6,12%; SO_3 = 0,70%.

Rezultatele experimentărilor făcute la bazicitatea $\frac{CaO}{SiO_2} = 0,3$ arată că din totalul de 55 de şarje prelucrate, 53 de şarje sau 96,37% au un conţinut de P_2O_5 sub 0,30%, iar la experimentările făcute la bazicitatea $\frac{CaO}{SiO_2} = 0,4$, din totalul de 37 şarje prelucrate, 29 şarje sau 78,38% au un conţinut de $P_2O_5 < 0,30\%$ care, prelucrate mai departe în cuptorul electric, vor da feromangan şi silicomangan de calitatea prevăzută în GOST.

Frecvenţa şarjelor cu conţinuturile procentuale de P_2O_5 în zgurele manganoase, în funcţie de bazicităţi, arătată în figura 4, confirmă că scăderea bazicităţii duce la micşorarea conţinutului de P_2O_5 în zgură.

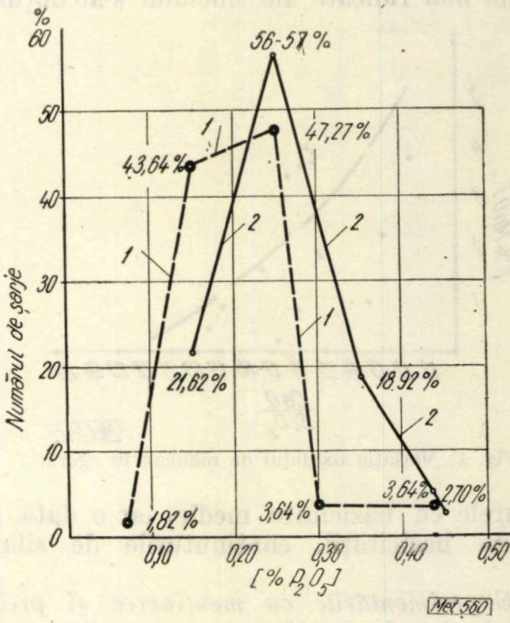


Fig. 4. Frecvenţa numărului de şarje cu privire la conţinuturile procentuale de P_2O_5 în zgurele manganoase, la bazicitatea 0,3 (curba 1) şi bazicitatea 0,4 (curba 2).

În tabela 3 se dau rezultatele mai multor încercări de zgurificare a manganului în cuptorul rotativ, la bazicitatea $\frac{CaO}{SiO_2} = 0,3$ din care, ţinînd seama şi de bilanţurile de materiale, se desprind următoarele:

— trecerile (extracţiile) de mangan şi fosfor din minereu sînt:

	Mn	P
— în zgură %	93,11	39,00
— în metal %	0,41	48,24
— pierderi (vaporizare praf) %	6,48	12,76

— rapoartele caracteristice ale zgurelor (minereurilor artificiale) obţinute: Mn/Fe = 12,19—25,56; P/Mn = 0,0012—0,0033; SiO_2/Mn = 1,31—1,42 caracterizează aceste zgure ca fiind corespunzătoare fabricării de feromangan şi silicomangan cu excepţia raportului silice/mangan. Zgurele au fost prelucrate în cuptorul electric de 400 kVA cu scopul de a verifica experimental conţinuturile maxime de fosfor stabilite prin calcul în zgurele manganoase, pentru ca acestea să fie corespunzătoare fabricării de feroaliaje.

Tabela 3

Experimentări de zgurificare a minereului de mangan în cuptorul rotativ încălzit cu gaz metan

Analiza chimică, %															
a metalului				a zgurei							Bazicitate, $\frac{CaO}{SiO_2}$	Rapoarte caracteristice ale zgurei			Temperatura la evacuare (corectată), °C
Mn	C	Si	P	MnO	FeO	SiO_2	CaO	MgO	Al_2O_3	P_2O_5		Mn/Fe	P/Mn	$\frac{SiO_2}{Mn}$	
0,43	3,26	0,051	1,57	35,02	2,78	35,68	10,50	8,20	6,97	0,28	0,30	12,50	0,0044	1,31	1310
0,82	2,97	0,29	1,77	34,61	2,82	35,61	8,64	7,61	11,40	0,20	0,24	12,19	0,0032	1,33	1316
2,01	3,47	0,17	2,04	31,81	1,40	35,32	9,58	10,82	11,20	0,07	0,27	22,61	0,0012	1,43	1358
0,47	3,35	0,12	1,97	33,83	2,49	35,94	10,30	7,42	10,63	0,18	0,29	13,51	0,0030	1,37	1321
1,82	3,30	1,16	2,01	33,32	1,35	34,79	9,88	11,24	7,96	0,12	0,28	24,59	0,0020	1,34	1316
1,03	3,57	0,10	1,83	33,63	1,84	36,38	9,63	9,66	7,43	0,15	0,26	18,22	0,0024	1,39	1321
1,92	3,82	0,64	1,66	33,36	1,91	36,38	9,69	8,95	7,68	0,12	0,27	17,34	0,0020	1,41	1305
2,11	3,67	0,95	1,66	34,26	1,92	35,36	9,62	8,61	7,75	0,17	0,27	17,70	0,0027	1,33	1316
0,72	3,61	0,05	1,67	34,57	2,26	36,00	10,12	8,38	7,07	0,19	0,28	15,22	0,0031	1,34	1273
2,02	4,41	0,12	1,77	32,87	1,72	35,87	10,24	10,83	7,30	0,13	0,28	19,00	0,0022	1,40	1305
1,97	4,30	0,69	1,56	35,50	0,82	35,87	10,67	9,13	6,87	0,19	0,297	40,57	0,0032	1,38	1336
1,14	4,04	0,11	1,69	34,41	1,60	35,45	9,45	8,77	8,19	0,18	0,266	21,33	0,0027	1,32	1310
2,66	3,94	0,56	1,65	33,32	1,30	34,91	11,47	12,72	6,15	0,10	0,328	25,56	0,0017	1,35	1337
1,41	3,95	0,34	1,91	33,73	1,63	35,61	10,00	10,28	6,88	0,19	0,280	20,58	0,0031	1,36	1316
1,07	3,57	0,23	1,74	33,18	2,11	35,72	9,20	9,19	7,25	0,20	0,257	15,67	0,0033	1,38	—

Rezultatele obţinute pentru cîteva şarje sînt arătate în tabela 4. Din compararea lor cu cifrele prevăzute în GOST rezultă că șarjele elaborate din zgure manganoase care au bazicități $\leqslant 0{,}40$ și conținuturi de $P_2O_5 \leqslant 0{,}30\%$ se încadrează în prescripțiile sortimentului Mn4 din GOST, cu observația că la unele șarje siliciul a fost depășit, datorită folosirii varului de calitate inferioară.

Tabela 4

Elaborarea feromanganului carburat și a silicomanganului în cuptorul electric-pilot de 400 kVA din zgure manganoase reci obținute în cuptorul rotativ

Compoziția chimică, %												
a metalului						a zgurei:						Bazicitate, $\frac{CaO}{SiO_2}$
Mn	C	Si	P	S	MnO	FeO	SiO_2	CaO	MgO	Al_2O_5	P_2O_5	
I. *Feromangan*												
77,85	5,64	3,50	0,231	0,004	0,27	0,16	30,88	55,16	4,31	7,76	0,05	1,78
80,01	6,18	3,72	0,320	0,003	1,81	0,49	34,09	41,36	7,18	6,52	0,032	1,20
79,50	2,95	3,07	0,230	0,003	2,20	0,18	34,61	48,69	6,96	7,22	0,036	1,41
77,75	6,67	4,32	0,340	0,009	0,81	0,18	33,61	49,84	9,49	6,32	0,04	1,48
79,49	1,60	3,37	0,280	0,012	1,06	—	33,56	52,65	6,18	6,97	0,03	1,57
II. *Silicomangan*												
67,64	2,00	18,04	0,166	0,003	4,24	1,64	35,87	27,80	15,57	11,35	0,04	1,26
67,45	2,20	18,28	0,153	0,005	0,39	0,65	31,81	43,12	9,06	8,97	0,08	1,36
67,59	2,00	17,82	0,171	0,002	0,46	0,45	34,70	48,00	6,64	9,80	0,06	1,38

Elaborarea feroaliajelor s-a făcut la bazicitățile: 1,20–1,78 pentru feromangan și 0,77–1,38 pentru silicomangan și s-au obținut următoarele randamente de extracție a manganului:

	din zgura manganoasă	din minereul inițial
– la feromangan %	56,79	53,80
– la silicomangan %	68,88	62,92

randamente comparabile cu cifrele indicate de literatura de specialitate pentru minereuri similare.

Consumurile specifice de materiale în ambele faze de lucru sînt prezentate în tabela 5.

Tabela 5

Materiale	*Faza întîi* elaborarea zgurei manganoase, în cuptor rotativ, kg/t de zgură	*Faza a doua* elaborare de feroaliaje în cuptor electric	
		feromangan kg/t	silicomangan kg/t
minereu	1 020	5 230	4 020
calcar	141	—	—
cocs	215	588	570
zgură manganoasă	—	5 205	3 887
var	—	2 248	1 326
cuarțită	—	—	250
fier vechi	—	49	65

În cadrul acestei variante de zgurificare a manganului în cuptorul rotativ și în vederea obținerii unui conținut cît mai redus de fosfor în feromangan, s-au redus parțial fierul și fosforul în cuptorul rotativ, topitura (zgura și metalul fosforos) a fost transvazată în cuptorul electric de 400 kVA, unde s-a continuat reducerea fierului și fosforului. S-a scos metalul, iar zgura a fost prelucrată mai departe la feromangan, obținîndu-se feromangan corespunzător prescripțiilor GOST.

Concluzii

Cercetările întreprinse de institut au contribuit la lămurirea problemei fabricării de feromangan sau silicomangan din minereurile indigene arătînd că există posibilitatea de a se fabrica în țară feromangan de calitate din aceste minereuri prin procedeul de reducere în două trepte (faze).

Dintre procedeele experimentate în stația-pilot, cercetările au arătat că este indicat procedeul în care zgurificarea manganului se face într-un cuptor rotativ încălzit cu gaz metan și căptușit cu cărămidă magnezitică, iar zgura lichidă se transvazează din cuptorul rotativ într-un cuptor electric corespunzător și se prelucrează la feromangan sau silicomangan.

Acest procedeu este indicat deoarece:

– se obține feromangan sau silicomangan de calitate;

– combustibilul folosit în prima fază este gazul metan;

– se întrebuințează la cuptorul rotativ o căptușeală cu o durabilitate ridicată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Durrer, R. *Die Metallurgie der Ferrolegierngeun.* Berlin, Verlag Stahl Eisen, 1953, pag. 236–274.

[2] Nijhawan, R. B. *Feromangan din minereuri sărace.* Metal Progress, ianuarie 1958, pag. 112–116.

[3] Eliutin, V. P., Pavlov, I. A., Levin, B. E. *Elaborarea feroaliajelor*, Moscova, Metalurghizdat, 1951.

[4] Ednerał, F. P. *Elektrometalurghia*, Moscova, Metalurghizdat, 1950.

[5] Leikin, V. E., Saharuck, P. A. *Electrometalurgia oțelului și a feroaliajelor*, Moscova, Metalurghizdat, partea a VII-a.

[6] Nahabin, V. P. *Obținerea silicomanganului și a feromanganului din minereurile de carbonați din zăcămîntul Polunocie.* Stal nr. 12/1960, pag. 1 099–1 102.

[7] Riss A. M., Hodorovski, N. I. *Elaborarea feroaliajelor.* Moscova, Metalurghizdat, 1960.

[8] Tripșa, I. *Curs de metalurgia feroaliajelor.* București, Editura de Stat Didactică și Pedagogică, 1961.

[9] I.C.E.M. *Fabricarea feromanganului din minereuri sărace din țară* 1960.

[10] Rău, Al., Popovici, C., Stănescu, D., Briscan, D. *Fabricarea feromanganului de calitate din minereuri indigene.* Comunicare prezentată de Acad. R.P.R., nr. 3–4, trim. III/1953, Științe Tehnice, 131–139.

[11] Reinfeld, H. *Obținerea feromanganului din minereuri sărace.* Stahl und Eisen, 68 (1948) nr. 3–4, 39–43.

[12] Ischebeck, P., Willems, J. *Topirea acidă a minereurilor de fier cu conținut de mangan, în vederea obținerii de minereuri artificiale de mangan și prelucrarea acestora în feromangan.* Dusseldorf, Archiv für das Eisenhüttenwesen, 23 (1952) pag. 1–15.

[13] Wallace Anable. *Utilizarea minereurilor de mangan silicioase pentru producerea silicomanganului.* Mining Newsleter, 1959, **9**, nr. 4, pag. 139–152.

[14] Mamen, C. *Uzina de feromangan de la Niagara Falls.* Canadian Mining Journal, martie 1957, pag. 70–72.

[15] Hancock, E. J. *Producerea de feromangan în India.* Iron and Coal Trades Rev. 1959, **178**, nr. 4 731, pag. 197–200.

[16] Senior Frank. *Recente dezvoltări ale Udy Strategyc West.* Miner and Oil Review 1959, **52**, nr. 10, pag. 96–98.

[17] Duan Sao Hua. *Elaborarea feromanganului din minereu de fier și mangan în două agregate,* Gangtie, 1959, nr. 10, 362–363.

[18] Burke, J. J. *Feromangan din minereuri sărace.* Journal of Metals, 1957, martie, 340–342.

CZ 669.14–415 : 669.68.001.5 : 621.793.025

Cercetări privind îmbunătățirea calității tablelor decapate pentru cositorire

Ing. ION FRANȚIU
Institutul de cercetări metalurgice

Creșterea continuă a producției de oțeluri laminate pe plan mondial se caracterizează prin creșterea mai accentuată a proporției de produse plate (platbande, table și benzi), precum și a procentului de table subțiri, față de totalul producției de laminate.

Peste jumătate din producția de table subțiri a țărilor puternic industrializate sînt în prezent table de calitate : decapate, silicioase, inoxidabile, aliate etc.

Aceleași tendințe, datorită procesului intens de industrializare, caracterizează și evoluția consumului de table subțiri în R.P.R.

Pentru a face față cerințelor care decurg din această evoluție, țările cu industrie dezvoltată au construit și construiesc laminoare productive cu utilaje perfecționate, bazate pe procese tehnologice avansate. Aceeași cale o urmează și construcția laminoarelor din R.P.R.

Laminoarele care prelucrează platine și produc table subțiri în foi sau în pachete cu mai multe foi pe caje duo nereversibile nemecanizate sînt instalații mai vechi și mai puțin perfecționate.

Un stadiu superior în construcția laminoarelor de tablă subțire îl reprezintă mecanizarea laminoarelor vechi amintite, prin înzestrarea lor cu cuptoare cu avansul mecanizat al oțelului încălzit, mese basculante, benzi transportoare, reglare mecanizată a cilindrilor, reglare automată a regimurilor termice ale cuptoarelor etc.

Laminoarele moderne perfecționate au o productivitate ridicată și un consum mai redus de oțel fabricînd table de calitate superioară sub formă de benzi late înfășurate în rulouri, care cîntăresc mai multe tone pe bucată și care, în caz de necesitate, se pot debita în foi de tablă cu dimensiunile cerute. Laminarea la cald se execută pînă la grosimea de 1,5–2,5 mm după care laminarea se face la rece.

Tablele laminate la cald din platine (după tehnologia veche), comparate în stare dresată și polizată cu tablele debitate din benzi late laminate la rece, prezintă în general o suprafață de calitate inferioară (mai puțin netedă, mai puțin curată, poroasă etc.), structură mai neomogenă, proprietăți tehnologice mai scăzute (indicator Erichsen mai slab, plasticitate mai scăzută etc.) și abateri mai mari în grosime.

Situația instalațiilor și utilajelor la uzinele noastre face ca în standardul de table decapate, STAS 1988-59, calitatea tablelor să se oprească la tabla de ambutisare obișnuită, TDA, iar prescripțiile de calitate a suprafeței să se limiteze numai la aspectul posibil de realizat prin laminare la cald din platine.

Pentru ca la uzinele existente să se poată produce în mod curent și table de calitate mai bună decît cele TDA, cum sînt tablele de ambutisaj adînc, cele de ambutisaj profund și cu suprafața finisată de calitate superioară etc., este necesar ca instalațiile să fie completate cu caje reversibile de laminat la rece (pentru reduceri totale ale grosimii de cel puțin 30%), cu cuptoare perfecționate de recoacere şi de normalizare (cuptoare continue sau cu capac şi cu atmosferă condiţionată), maşini corespunzătoare de spălare şi uscare după decapare etc.

Tehnologia de fabricaţie a tablelor decapate şi cositorite folosită la noi în ţară a fost urmărită mai atent la uzinele producătoare şi studiată în cadrul asistenţei tehnice dată de ICEM, cu scopul de a găsi şi folosi toate posibilităţile pentru a satisface în mai mare măsură cerinţele consumatorilor în ceea ce priveşte aspectul suprafeţei, proprietăţile mecanice şi tehnologice, şi de a mări proporţia de table de calitatea întîi decapate şi cositorite.

În acest articol se prezintă unele dintre cercetările şi experienţele efectuate precum şi măsurile care trebuie luate.

1. Compoziţia chimică medie a platinelor care se laminează dintr-o şarjă de oţel pentru table decapate s-a verificat că este practic aceeaşi cu compoziţia probei de oţel prelevată la elaborarea şarjei. În schimb, lingoul de 850 kg din care se laminează platinele la uzina R prezintă o neomogenitate mult mai mare decît rezultă din comparaţia cu unele date din literatura de specialitate [1].

S-au determinat conţinuturile de C, Mn, Si, S, P şi Al în cinci locuri dispuse la distanţe egale pe înălţimea lingourilor turnate din patru şarje experimentale, a căror compoziţie chimică este cuprinsă între limitele următoare: C = 0,08... 0,10%; Mn = 0,35...0,38%; Si = urme...0,014%; S = 0,026...0,030%; P = 0,028...0,030 (iar la una din şarje 0,09%); Al = 0,03% (la una din şarje).

Din fiecare şarjă s-au ales patru-cinci lingouri, cîte unul de la fiecare pod de turnare, iar în cele cinci locuri de pe înălţimea fiecărui lingou s-au prelevat aşchii de pe toată lăţimea platinei pentru determinarea compoziţiei chimice medii a secţiunii, după ce lingourile s-au laminat în platine de 15,2 kg/m cu dimensiunile secţiunii de circa 250×7,8 mm.

Neomogenitatea conţinuturilor de Mn şi Al este mică, în schimb aceea a elementelor C, S şi P este foarte mare: 40% la C, 71% la S şi 47% la P (neomogenitatea s-a calculat în %, făcînd diferenţa între valoarea maximă şi minimă în aceeaşi secţiune, apoi împărţind cu valoarea medie).

S-au calculat abaterile conţinuturilor de C, S şi P în zonele a trei variante de împărţire a lingourilor, în comparaţie cu analiza chimică medie totală şi s-au obţinut datele din tabela 1.

În figura 1 este reprezentată variaţia mediilor generale ale conţinuturilor relative determinate pentru C, S şi P.

Din analiza datelor cuprinse în tabela 1 şi figura 1 se pot deduce concluziile arătate în continuare.

— Pentru ca toate platinele destinate tablelor cositorite laminate din aceeaşi şarjă să se livreze fără a depăşi limitele C maximum = 0,12% şi S + P maximum = 0,07% (STAS 900—59 şi 1988—59), se cere ca analiza chimică a şarjei (proba prelevată la elaborarea şarjei) să respecte limitele C maximum = 0,10% şi S + P maximum = 0,055%, iar platinele din treimea superioară a lingoului să fie date pentru table negre.

— Atunci cînd reconstrucţia ajustajului de la laminorul de platine va fi realizată conform proiectelor aprobate, devine posibilă şi se recomandă diferenţierea platinelor destinate diferitelor table după criteriul calităţii şi omogenităţii oţelului, în felul următor: platinele

Tabela 1

Limitele de variaţie ale analizei chimice (C, S şi P) în diferitele zone din lungul lingoului

Medii a patru şarje experimentale		%C	%S	%P
Analiza medie totală (≅ analiza şarjei la elaborare)		100	100	100
Limitele de variaţie ale analizei chimice în lungul lingourilor	Treimea 1 (la cap)	107—117	110—132	98—130
	2 (la mijloc)	93—107	92—110	88— 98
	3 (la picior)	82— 93	62— 92	83— 88
	Sfertul 1 (la cap)	113—117	113—132	100—130
	2	97—113	103—113	93—100
	3	92— 97	87—103	86— 93
	4 (la picior)	82— 92	62— 87	83— 86
	Cincimea 1 (la cap)	114—117	117—132	105—130
	2	103—114	107—117	96—105
	3	95—103	97—107	90— 96
	4	89— 95	82— 97	85— 90
	5 (la picior)	82— 89	62— 82	83— 85

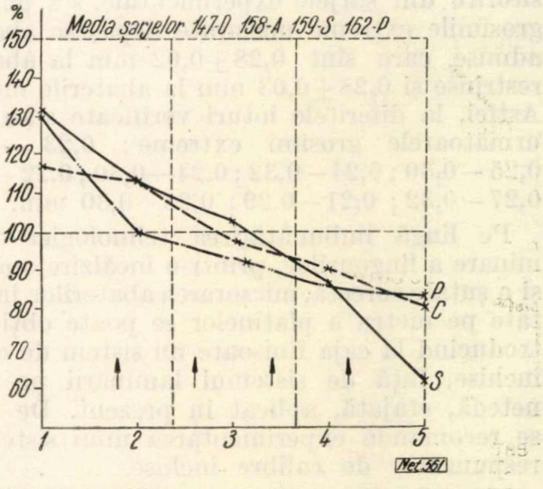


Fig. 1. Variaţia mediilor generale ale conţinuturilor relative de C, S şi P în lungul lingourilor de oţel pentru tablele decapate provenite din patru şarje experimentale. (Proba nr. 1 este de la capul lingoului, iar proba nr. 5 de la piciorul lingoului).

din sfertul de sus să fie date la table negre, cele din sfertul al doilea şi al patrulea pentru table decapate TD şi table cositorite TC, iar platinele din sfertul al treilea pentru table de ambutisaj TDA şi cositorite TCA.

2. Probele prelevate pentru analiza chimică la cinci distanţe egale în lungul platinei lungi provenită din lingoul întreg au servit în acelaşi timp şi pentru verificarea dimensională a secţiunii platinelor laminate (deci a greutăţii pe metru), executarea probelor Baumann, a încercărilor la torsiune şi a cercetărilor metalografice.

S-a constatat că platinele laminate depăşesc limitele + 3% şi − 4% prescrise în norma internă în vigoare, în ceea ce priveşte abaterea greutăţii pe metru.

În prezent, laminarea platinelor se face introducînd la caja degrosisoare lingourile în primul calibru, cu capul înainte. Încercările executate, laminînd lingourile cu piciorul înainte, au arătat că în unele cazuri, lucrînd în felul acesta, zona abaterilor în greutate s-a redus în comparaţie cu laminarea executată cu capul înainte.

Rezultatele variabile obţinute se datoresc răcirii inegale a capătului din urmă al platinei la ultima trecere, influenţei conicităţii lingoului şi încălzirii sale mai puţin omogene.

Abaterile în greutate ale platinelor influenţează direct abaterile în grosime ale tablelor decapate şi cositorite, care se laminează din ele, la această influenţă adăugîndu-se condiţiile de încălzire a platinelor şi de laminare a tablelor din platine.

Controlîndu-se tablele laminate pentru cositorire din şarjele experimentale, s-a găsit că grosimile extreme măsurate depăşesc abaterile admise care sînt 0,28±0,02 mm la abaterile restrînse şi 0,28±0,03 mm la abaterile mijlocii. Astfel, la diferitele loturi verificate s-au găsit următoarele grosimi extreme : 0,23 — 0,31 ; 0,25 —0,30 ; 0,24—0,32 ; 0,24—0,30 ; 0,22—0,28 ; 0,27—0,32 ; 0,21—0,29 ; 0,23—0,30 mm.

Pe lîngă îmbunătăţirea tehnologiei de laminare a lingourilor, printr-o încălzire omogenă şi o şutare corectă, micşorarea abaterilor în greutate pe metru a platinelor se poate obţine introducînd la caja finisoare un sistem de calibre închise, faţă de sistemul laminării pe tăblia netedă, etajată, aplicat în prezent. De aceea, se recomandă experimentarea unui sistem corespunzător de calibre închise.

Măsurile de aplicat pentru îmbunătăţirea condiţiilor de laminare a tablelor din platine sînt următoarele :

— reglarea sistemului de comandă automată a combustiei în cuptoarele de platine, astfel încît temperaturile corespunzătoare să fie omogene în zona inferioară şi superioară ;

— şlefuirea conform cu prescripţiile tehnologice şi verificarea atentă şi regulată a profilului tăbliei cilindrilor înainte de montarea lor în caje ;

— montarea şi utilizarea matriţelor de răcire a fusurilor la cilindri de fontă dură, atît în partea de sus, cît şi în partea de jos a cajelor, pentru a crea posibilitatea de a regla profilul tăbliei după cerinţele tehnologiei ;

— punerea în funcţiune şi utilizarea instalaţiei pentru preîncălzirea cilindrilor de fontă prevăzuţi a se monta în caje.

3. S-a verificat modul de încălzire a platinelor, încărcate în cuptor sub formă de perechi suprapuse, aşezate pe vatra păşitoare. Cunoaşterea temperaturii platinelor permite reglarea corespunzătoare a regimului de încălzire, astfel ca temperatura oţelului să fie omogenă, iar oxidarea să fie redusă la minimum. Indicaţiile temperaturilor de la cuptor reprezintă temperatura în locul respectiv al cuptorului şi nu a oţelului încălzit. Măsurarea temperaturii platinelor cu un pirometru optic, în partea inferioară a intervalului de incandescenţă a oţelului, este foarte aproximativă, ţinînd seama şi de durata măsurării, în care timp platina subţire se răceşte, de subiectivitatea aprecierii şi de necesitatea corecţiei de corp negru. În lipsa unor mijloace mai precise de măsurare s-a aplicat pe lîngă măsurarea cu pirometrul optic şi o metodă calorimetrică, bazată pe posibilităţile existente la uzină. Metoda calorimetrică constă în răcirea platinei într-un vas cu apă, ales astfel încît temperatura apei să nu crească decît cu 40—50°C. După diferenţa între entalpia sistemului înainte şi după răcirea platinei, se determină aportul de căldură al platinei, deci şi temperatura ei, utilizînd formula :

$$t_1 = \frac{tm\,(m_1C_3 + m_2C_2 + m_3C_3) - t_2\,(m_2C_2 + m_3C_3)}{m_1C_1},$$

în care :

t_1 este temperatura platinei încălzite în cuptor ;

t_2 — temperatura iniţială a apei şi a vasului ;

t_m — temperatura apei după răcirea platinei în ea ;

C_1 — 0,16 — căldura specifică a oţelului moale în intervalul 0 — 800°C, kcal/kg °C ;

C_2 — 1 — căldura specifică a apei, kcal/kg °C ;

C_3 — 0,11—căldura specifică a oţelului moale în intervalul 0 — 100°C, kcal/kgC° ;

m_1 — masa platinei, kg ;

m_2 — masa apei , kg ;

m_3 — masa vasului de oţel, fără apă, kg.

Temperaturile măsurate sînt arătate în tabela 2.

Tabela 2

Temperaturile măsurate ale platinelor de 15,2 kg/m

Nr. crt.	De la gura de evacuare a cuptorului la distanța de :	5 m	2,5 m	0 m
1	Platina superioară :			
	a) metoda calorimetrică, °C	765	920	950
	b) pirometrul optic, °C	810	840	850
2	Platina inferioară, °C	715	875	850

Metoda calorimetrică este și ea aproximativă și a dat temperaturi mai ridicate decît cele reale.

Se consideră însă că diferențele de temperatură găsite în cele trei locuri de măsurare rămîn valabile, cu atît mai mult cu cît și indicațiile termocuplelor de la cuptor au prezentat, de asemenea, diferențe între partea de sus și de jos a cuptorului, mergînd pînă la 90°C.

Faptul că pe distanța de 2,5 m de la sfîrșitul drumului parcurs în cuptor, platinele au, practic, aceeași temperatură, înseamnă că durata de 30 min a trecerii prin cuptorul lung de 17 m poate fi redusă la : $30 \times \frac{17-2,5}{17} =$ circa 25 min.

Această durată este valabilă pentru platinele de 15,2 kg/m, a căror grosime este de circa 8 mm. Grosimea platinelor împerechiate este de 16 mm sau circa 1,5 min/mm din grosimea pachetului de platine. Cu acest indicator de 1,5 min/mm, valabil în cazul cuptorului și regimului termic dat, se pot reglementa regimurile de încălzire și pentru alte grosimi de platine. Distanțele la care se așază platinele stivuite între ele se stabilesc în raport cu cantitatea orară de platine ce poate fi prelucrată la cajele liniei de laminare.

Prin scurtarea duratei de încălzire a platinelor la strictul necesar pentru atingerea temperaturii prescrise, se va reduce sensibil și oxidarea lor.

4. S-a urmărit variația conținutului de carbon și sulf în oțel pe parcursul procesului tehnologic, deoarece conținutul acestor elemente suferă variațiile cele mai mari în procesul de laminare și recoacere, influențînd calitatea tablelor.

Făcîndu-se media rezultatelor obținute asupra probelor prelevate din platinele, tablele laminate și tablele recoapte provenite din șarjele experimentale, s-au obținut datele consemnate în tabela 3, separat pentru loturile laminate la uzina G și cele de la uzina N.

Diferențele între conținuturile de carbon ale platinelor și tablelor nerecoapte intră în zona erorilor admisibile la executarea analizei chimice. Cu toate acestea, ținînd seama de numărul determinărilor și de faptul că la alte analize, executate anterior, diferențele găsite au fost similare, se pare că la încălzirea platinelor și pachetelor de table în procesul de laminare are loc o slabă carburare în atmosfera neoxidantă sau slab oxidantă a cuptoarelor. În schimb, la recoacere are loc o decarburare, astfel că în final conținutul de carbon al tablelor recoapte este în medie cu 0,01% mai scăzut decît în analiza medie a platinelor și deci a șarjei de oțel.

Tabela 3

Media generală a conținuturilor de carbon și sulf în platinele, tablele laminate nerecoapte și tablele recoapte din loturile a patru șarje experimentale laminate la uzinele G și N

Produsul analizat	%C (eroare admisibilă = ±0,01%)		%S eroare admisibilă= ±0,005%)	
	laminate la uzina		laminate la uzina	
	G	N	G	N
— Platinele	0,075	0,08	0,035	0,035
— Tablele laminate nerecoapte	0,090	0,09	0,070	0,044
— Tablele recoapte	0,065	0,07	0,051	0,044

Observație: Fiecare rezultat din tabelă este media numărului următor de determinări : 20 la platine, 16 la tablele laminate la uzina G și 12 la tablele de la uzina N.

În timp ce conținutul de sulf rămîne la uzina N între limitele erorii admise la executarea analizei chimice, la uzina G se observă o tendință evidentă de creștere a conținutului de sulf în tablele laminate. Prin aceasta se confirmă rezultatele obținute anterior la patru serii de analize ale conținutului de sulf în oțel înainte și după încălzirea semifabricatelor în cuptoarele uzinei G, încălzite cu gaz obținut din gazogene alimentate cu cocs mărunt. La aceste încercări, conținuturile de sulf determinate în oțel înainte și după laminare aproape s-au dublat : de la 0,03 la 0,06%; de la 0,014 la 0,026%; de la 0,029 la 0,045%; de la 0,04 la 0,061%. Conținutul de sulf al cocsului mărunt cu care s-au alimentat gazogenele a variat între 1 și 3%, iar în compoziția gazului produs, conținutul de H_2S a variat între 0,18 și 1,21%, iar conținutul de SO_2, între 0,10 și 0,60%.

La uzina N, unde încălzirea se face cu păcură lipsită de sulf, nu s-a mărit conținutul de sulf în oțel după laminare.

Se pare că creșterea conținutului de sulf în tablele laminate la uzina G are un rol însemnat în ceea ce privește apariția mai frecventă și mai intensă a bășicilor pe tablele decapate la această uzină în comparație cu uzina N. Astfel, prelucrîndu-se în condiții suficient de asemănătoare trei loturi de table din aceleași șarje experimentale, procentul de table defecte înregistrat din cauza bășicilor a fost de circa zece ori mai mare la uzina G față de uzina N.

Se presupune că hidrogenul se combină cu sulful din oţel, fiind reţinut sub formă de H_2S. Astfel se favorizează difuziunea sa şi apariţia băşicilor după decapare, îndeosebi dacă la aceasta contribuie şi unele abateri de la instrucţiunile de lucru pentru decapare.

Măsurile posibile de luat pentru înlăturarea acestei deficienţe sînt: montarea unei instalaţii corespunzătoare pentru epurarea şi desulfurarea gazului de gazogen sau trecerea la alt combustibil. În cazul de faţă se va trece în termen apropiat la alimentarea uzinei G cu gaz natural, desfiinţîndu-se utilizarea gazului de gazogen.

5. Cercetîndu-se mai amănunţit decarburarea care are loc la recoacerea în cuptoarele-tunel s-a constatat că aceasta este mai intensă în partea superioară a stivelor de tablă de 5—7 t, încărcate în lăzile de recoacere, după cum se vede în tabela 4.

Tabela 4

Decarburarea tablelor decapate de 0,28 mm grosime la recoacerea lor în cuptor tip tunel

Recoacerea executată la uzina	Conţinutul de carbon în % în table			
	înainte de recoacere	după recoacere		
		în partea de sus a stivei	în partea de jos a stivei	în medie
G	0,09	0,052	0,080	0,065
N	0,09	0,062	0,076	0,070

Prin faptul că tablele decapate încărcate în lăzi au tendinţa să se lipească la recoacere, mai ales în partea de jos a stivei, şi că ele se decarburează mai intens în partea de sus, scăderea conţinutului de carbon fiind în avantajul calităţii tablelor decapate şi cositorite, se recomandă ca în lăzile de recoacere să se încarce în partea de sus a stivei tablele decapate şi cele destinate cositoririi, iar în partea de jos să se încarce tablă neagră sau tablă pentru zincare. În cazul uzinei G, această măsură contribuie şi la uşurarea alimentării regulate a cuptorului de recoacere cu table, dat fiind că pregătirea lăzilor suferă în prezent din cauza capacităţii insuficiente de producţie a decapării înainte de recoacere.

6. Pe baza unor date mai recente din literatura de specialitate [3], [4], s-au executat o serie de încercări de decapare în laborator pe probe de format redus. Încercările au urmărit cercetarea influenţei pe care o au la decapare adaosurile de inhibitori, în cazul de faţă adaosul de inhibitor RSCS, de NaCl şi de clei de tîmplărie.

S-au încercat cinci variante, la care s-a folosit o soluţie de decapare cu 12% H_2SO_4. În soluţie s-a mai adăugat 10% $FeSO_4$, pentru a reproduce aproximativ condiţiile de exploatare. Variantele se caracterizează prin următoarele adaosuri: A = soluţia de decapare fără adaos; B = soluţia + 0,5% inhibitor RSCS; C = soluţia + 3% NaCl; D = soluţia + 0,5% inhibitor RSCS + 3% NaCl şi E = soluţia + 0,5% clei de tîmplărie. Încercările s-au efectuat la temperatura de 48—52°C cu cîte două probe la fiecare variantă, avînd dimensiunile 50 × 70 × 0,3 mm, alese din aceleaşi table: cîte o probă dintr-o tablă capac (de la exteriorul pachetului) şi una dintr-o tablă miez (din interiorul pachetului). Rezultatele sînt rezumate în figurile 2, 3, 4 şi 5, în care notaţiile A, B, C, D şi E sînt însoţite de cifra *1* pentru tablele miez şi de cifra *2* pentru tablele capac.

Concluzia principală trasă din aceste diagrame, valabilă în exploatare, este că varianta D (cu inhibitor RSCS şi NaCl) este cea mai avantajoasă din punct de vedere al pierderii de greutate şi al degajării de hidrogen, intensitatea acestei degajări putînd fi legată de pericolul difuziunii sale în oţel şi de apariţia băşicilor. Ca urmare se recomandă utilizarea permanentă a inhibitorului RSCS, introdus în fabricaţia curentă, iar la apariţia primelor băşici să se adauge 2 — 3% NaCl la început şi cîte 0,2 — 0,3% după fiecare patru ore de lucru.

7. Netezimea şi lipsa de defecte a suprafeţei tăbliei cilindrilor condiţionează obţinerea unei proporţii ridicate de table decapate şi cositorite de calitatea întîi.

Influenţa pe care o poate avea în acest sens rugozitatea cilindrilor este prezentată pentru exemplificare în figura 6, în care se prezintă în proporţii dimensionale exagerate efectul pe care-l are o singură adîncitură în tăblia cilindrilor, privită izolat [5].

Adîncitura, gaura sau elementul de rugozitate al cilindrului, reprezentat schematic în figura 6 la poziţia A, are ca efect producerea pe suprafaţa oţelului laminat a unei proeminenţe reprezentată la poziţia B. La trecerea următoare în poziţia C, proeminenţa ajunge în contact cu o porţiune netedă şi fără defect a tăbliei. Aceasta o striveşte producînd local încreţituri, poziţia D, şi apoi supralaminări, care alterează compactitatea oţelului şi netezimea suprafeţei. Acest fenomen este în realitate mai complex, dar exemplul singular dat poate ilustra efectul pe care-l au numeroasele adîncituri mai mici sau mai mari ale unor cilindri de slabă calitate, cu duritate scăzută, poroşi, uzaţi şi cu tăblia rugoasă. Efecte similare se produc şi în cazul oxidării puternice a oţelului şi al desprinderii parţiale a ţundărului la încălzirea şi la laminarea platinelor, şturţurilor şi tablelor. Oţelul deteriorat în felul arătat nu mai poate da table de calitate cu suprafaţă ireproşabilă, conform cu cerinţele tablelor decapate şi cositorite de prima calitate.

La laminarea tablelor în pachete, rugozităţile cilindrilor şi oxidarea influenţează în mai mare măsură calitatea tablelor exterioare (capacele)

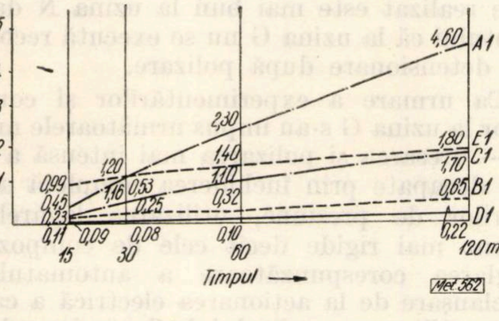


Fig. 2. Variaţia pierderilor de greutate (%) la variantele de decapare ale probelor din tablă miez.

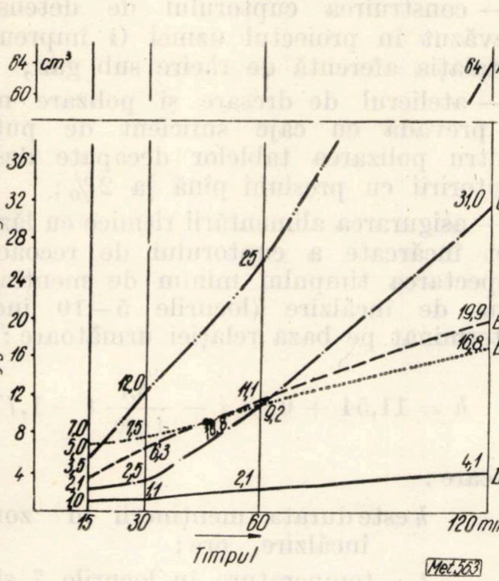


Fig. 3. Variaţia degajării de H (cm³) la variantele de decapare ale probelor din tablă miez.

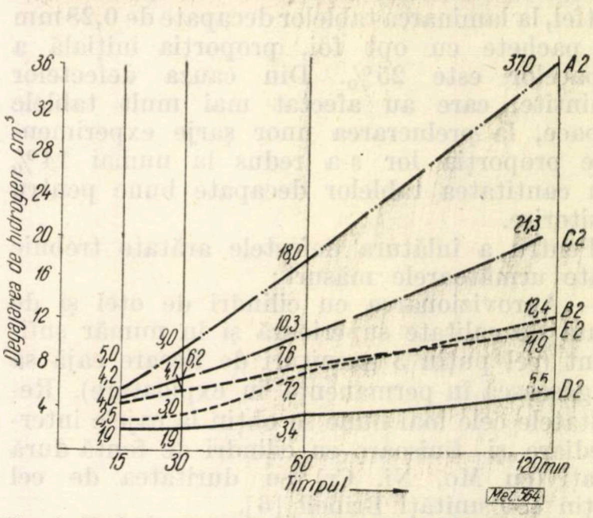


Fig. 4. Variaţia pierderilor de greutate (%) la variantele de decapare ale probelor din tablă capac.

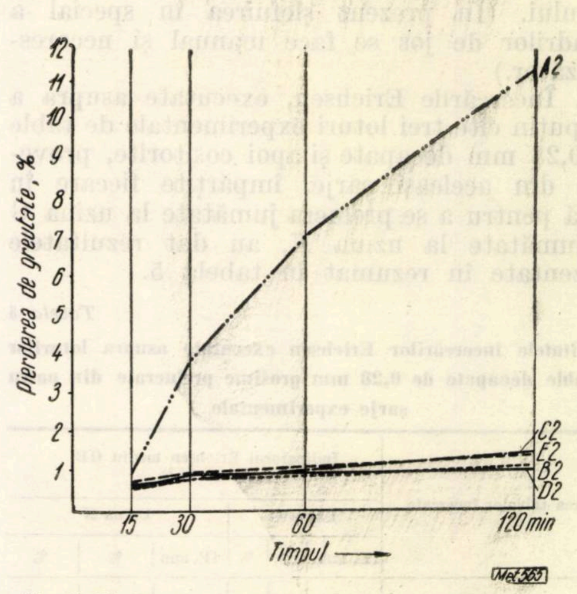


Fig. 5. Variaţia degajării de H (cm³) la variantele de decapare ale probelor din tablă capac.

A^2 — 2,75 % ; A^2 — 5,75 % ; A^2 — 9,10 % ; A^2 — 13,3 % ;
E^2 — 2,72 % ; E^2 — 2,92 % ; E^2 — 3,18 % ; C^2 — 3,50 % ;
C^2 — 2,60 % ; D^2 — 2,82 % ; C^2 — 2,97 % ; E^2 — 3,45 % ;
B^2 — 2,50 % ; C^2 — 2,80 % ; D^2 — 2,95 % ; B^2 — 3,14 % ;
D^2 — 2,50 % ; B^2 — 2,80 % ; B^2 — 2,84 % ; D^2 — 3,04 %.

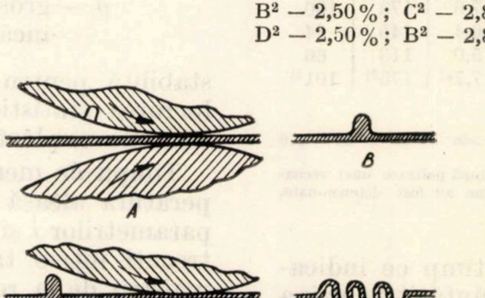


Fig. 6. Efectul unei adîncituri în tablia cilindrilor de laminare.

decît a celor din interiorul pachetului (miezurile). Astfel, la laminarea tablelor decapate de 0,28 mm în pachete cu opt foi, proporţia iniţială a capacelor este 25%. Din cauza defectelor amintite, care au afectat mai mult tablele capace, la prelucrarea unor şarje experimentale proporţia lor s-a redus la numai 14% din cantitatea tablelor decapate bune pentru cositorire.

Pentru a înlătura defectele arătate trebuie luate următoarele măsuri :

— Aprovizionarea cu cilindri de oţel şi de fontă de calitate superioară şi în număr suficient (cel puţin 3 garnituri de fiecare cajă să se găsească în permanenţă în exploatare). Rezultatele cele mai bune se obţin la cajele intermediare şi finisoare cu cilindri de fontă dură aliaţi (cu Mo, Ni, Cr) cu duritatea de cel puţin 450 unităţi Brinell [6].

— Realizarea şi utilizarea dispozitivului mecanizat de şlefuire a cilindrilor în cajă în timpul lucrului. (În prezent şlefuirea în special a cilindrilor de jos se face manual şi necorespunzător.)

8. Încercările Erichsen, executate asupra a cel puţin cîte trei loturi experimentale de table de 0,28 mm decapate şi apoi cositorite, provenite din aceleaşi şarje, împărţite fiecare în două pentru a se prelucra jumătate la uzina G şi jumătate la uzina N, au dat rezultatele prezentate în rezumat în tabela 5.

Tabela 5

Rezultatele încercărilor Erichsen executate asupra loturilor de table decapate de 0,28 mm grosime prelucrate din patru şarje experimentale

Starea tablelor încercate	Indicatorul Erichsen mediu (IE) realizat la 1)					
	Uzina G			Uzina N		
	IE, mm	%	%	IE, mm	%	%
Laminate nerecoapte	4,5	100	—	4,5	100	—
Decapate înainte de recoacere	4,2	93	—	4,5	100	—
Recoapte în stivă, sus	7,1	--	102	8,2	—	108
Recoapte în stivă, jos	6,9	—	99	7,5	—	99
în medie	7,0	156	100	7,6	173	100
Dresate (1 trecere)	5,6	125	80	6,4	145	84
Polizate (3 treceri)	5,1	113	73	5,0	113	66
Cositorite	5,9	131	84	7,7 2)	175 2)	101 2)

Observaţie:

1) Fiecare valoare dată pentru IE în tabelă este media a 50 – 110 calote ambutisate.

2) Tablele cositorite la uzina N au fost supuse după polizare unei recoaceri de detensionare, în timp ce la uzina G tablele nu au fost detensionate, ceea ce explică valoarea mai mare a IE la uzina N.

Din tabela 5 se vede că în timp ce indicatorul mediu Erichsen nu s-a înrăutăţit la uzina N, după decapare, la uzina G a avut loc o scădere a sa cu circa 7%. Se pare că această scădere se datoreşte difuziunii mai puternice a hidrogenului în oţel în condiţiile de lucru de la uzina G, fapt care înrăutăţeşte proprietăţile tehnologice ale tablelor.

S-au mai constatat următoarele :

— nu sînt diferenţe demne de menţionat între proprietăţile tehnologice ale tablelor capace şi miezuri ;

— recoacerea şi polizarea se execută mai bine la uzina N ;

— indicatorul Erichsen al tablelor cositorite realizat este mai bun la uzina N datorită faptului că la uzina G nu se execută recoacerea de detensionare după polizare.

Ca urmare a experimentărilor şi constatărilor la uzina G s-au impus următoarele măsuri :

— dresarea şi polizarea mai intensă a tablelor decapate prin închiderea completă a şuruburilor de presiune, utilizarea lagărelor de bronz mai rigide decît cele de compoziţie şi reglarea corespunzătoare a automatului de declanşare de la acţionarea electrică a cajelor ;

— utilizarea grafitului la lustruirea de finisare a cilindrilor polizori [7] ;

— construirea cuptorului de detensionare prevăzut în proiectul uzinei G împreună cu instalaţia aferentă de răcire sub gaz ;

— atelierul de dresare şi polizare nou să se prevadă cu caje suficient de puternice pentru polizarea tablelor decapate destinate cositoririi cu presiuni pînă la 2% ;

— asigurarea alimentării ritmice cu lăzi complet încărcate a cuptorului de recoacere şi respectarea timpului minim de menţinere în zona de încălzire (locurile 5—10 inclusiv), determinat pe baza relaţiei următoare :

$$h = 11,54 + 0,92\,i - \frac{5,4}{1\,000}\,t - 1,77\,g, \quad (1)$$

în care :

h este durata menţinerii în zona de încălzire, ore ;

t — temperatura în locurile 7 şi 8 ale cuptorului de recoacere, circa 920°C ;

i — încărcarea cu tablă a lăzilor de recoacere, t ;

g — grosimea tablelor celor mai subţiri încărcate în ladă, mm ;

stabilită pentru condiţiile uzinei G prin prelucrarea statistică a unui număr suficient de date de exploatare [9].

Timpii de menţinere determinaţi pentru temperatura aleasă şi pentru valorile practice ale parametrilor i şi g din relaţia de mai sus să fie trecuţi într-o tabelă de care să se servească maiştrii de la recoacere.

Urmărirea aplicării relaţiei (1) de mai sus la prelucrarea unor loturi experimentale a arătat că prin respectarea timpului de menţinere minim, determinat cu această relaţie, se obţin table cu indicatori Erichsen corespunzători calităţii TDA şi TCA.

Rezultatele din tabela 6 arată că în cazul cînd nu s-a respectat timpul minim de menținere, indicatorii Erichsen au fost mai slabi.

Tabela 6

Influența duratei de menținere în zona de încălzire a cuptorului de recoacere de la uzina G asupra indicatorilor Erichsen medii realizați la prelucrarea unor loturi experimentale de table decapate pentru cositorire de 0,28 mm grosime

Lotul nr.	Menținerea în zona de încălzire: ore – min.		Indicatorii Erichsen, mm	
	Durata minimă determinată cu relația (1)	Realizată	Realizați	Prescris pentru tablele TDA și TCA
147	9–10	10–20	7,1	7
158	10–00	10–00	7,3	7
162	9–45	8–50	6,5	7
4810	9–45	9–00	6,0	7
4811	9–45	9–50	7,0	7
4814	10–00	9–50	7,0	7
4815	10–00	10–00	6,9	7
4817	10–10	9–10	6,6	7

9. Rezultate sensibil mai bune s-au obținut cu șarje de oțel semicalmate cu Al (cu conținut rezidual de 0,03–0,05% Al) atît în ce privește proporția de table bune pentru cositorire, cît și în ceea ce privește numărul tablelor cu bășici, comparativ cu alte șarje elaborate pentru table decapate destinate cositoririi, urmărite și prelucrate în condiții similare. S-au urmărit loturile a cinci șarje experimentale, elaborate pentru table decapate destinate cositoririi: două din oțel necalmat și trei din oțel slab semicalmat care s-au prelucrat la uzinele G și N în table de 0,28 mm grosime.

Media proporției de table bune pentru cositorire, cuprinzînd toate loturile în comparație cu greutatea platinelor introduse în fabricație, a fost de 16% la uzina G și de 49% la uzina N.

Procentul mediu de table bune pentru cositorire, realizat numai cu șarjele semicalmate cu Al a fost de 30% la uzina G și de 54% la uzina N. Atît la uzina G cît și la uzina N procentul tablelor cu bășici la șarjele semicalmate cu Al a fost mai mic decît jumătate din cel al tuturor loturilor luate la un loc.

Pe baza rezultatelor de mai sus și a celor obținute în perioade anterioare, se recomandă urmărirea în continuare la uzina G a experimentării șarjelor semicalmate cu Al (cu conținut rezidual de 0,03 – 0,05% Al).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Mașinostroenie* – Ențiklopediceski Spravocinik. Tom 3, Moscova, GONTIZ 1948.

[2] Kopîtov, V. F. *Nagrev stal v peciah*, Moscova, Metallurghizdat, 1955, p. 86.

[3] Kovtun, P. G. *Îmbunătățirea tehnologiei de cositorire la cald.* În: Stal nr. 10, 1956, p. 938.

[4] Bronfmann, R. Z. *Travlenie nizkouglerodistoi stali v sernoi kislote s dobavkoi povarennoi soli.* În: Stal, nr. 9, 1961, pag. 862.

[5] Bradd, A. A. *Material and design defects in forged steel rolls.* În: Iron and Steel Engineer, January, 1961, p. 87.

[6] Telikov, A. I., Smirnov, V. V. *Laminoare.* București, Editura Tehnică, 1961, traducere din limba rusă.

[7] Iașnikov, D. I. ș.a. *Umenșenia rashoda olova pri ulucișenii mikrogheometrii poverhnosti cernoi jesti.* În: Stal, nr. 9, 1961, p. 862.

[8] Franțiu, I. *Problema tablelor subțiri de calitate.* În: Metalurgia și Construcția de Mașini **12**, nr. 11, 1960, p. 1 001–1 008.

[9] Franțiu, I. *Valorificarea unor date de exploatare privind recoacerea tablelor subțiri de oțel.* În: Metalurgia și Construcția de Mașini **13**, nr. 4, 1961, p. 279.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.746.028.001.5

Cu privire la studiul general al solidificării sistemului piesă — maselotă (I)

Ing. CONSTANTIN WANYOREK
Institutul politehnic — Brașov

Solidificarea reprezintă o fază importantă în procesul de producție al pieselor turnate. Contracția de solidificare este cauza generală care, în cazul aplicării unei tehnologii de turnare imperfecte, poate determina apariția unor defecte răspîndite ale pieselor turnate, cum sînt: golurile de contracție sau retasurile, crăpăturile la cald, crăpăturile la rece și tensiunile remanente din piesa turnată. Existența retasurilor favorizează apariția celorlalte defecte. Insuficienta cunoaștere a cauzelor care stau la baza fenomenelor care determină apariția defectelor împiedică luarea măsurilor celor mai eficace pentru lichidarea acestora, determinînd deseori consumuri exagerate de metal lichid prin supradimensionarea inutilă a maselotelor sau rebuturi cauzate de maselote prea mici.

Existența unei teorii complete a procesului tehnologic de turnare ar permite dirijarea lui în condiții tehnico-economice optime, contribuind la ameliorarea calității pieselor turnate prin prevenirea producerii defectelor ascunse sau vizibile (retasuri, crăpături, tensiuni) și la reducerea prețului de cost prin suprimarea operațiilor de remaniere a defectelor și prin micșorarea consumului specific de metal lichid (amplasarea și dimensionarea corectă a maselotelor).

Lucrarea constă în refacerea și completarea considerațiilor geometrice clasice în legătură cu solidificarea pieselor turnate și apoi în lărgirea cîmpului de observație prin luarea în considerare a influenței pe care modul cum se face umplerea formei cu metal lichid (tehnologia de turnare) mai precis, pe care efectul termicdinamic al curentului de metal lichid o are asupra solidificării metalului din forma umplută.

Contracția piesei turnate și consecințele ei

1. *Formarea retasurilor interne și externe.* Dilatația, respectiv contracția corpurilor fiind variabilă cu temperatura, golul de contracție se naște în ansamblul tehnologic piesă —maselotă ca urmare a diferenței dintre valoarea volumului specific al aliajului la temperatura de turnare t_t, respectiv la temperatura de sfîrșit de solidificare t_{sol}. Subliniem faptul că, din punctul de vedere al tehnologiei de turnare și al proceselor de răcire —solidificare — contracție, piesa și maselota ei formează o unitate tehnologică inseparabilă, se comportă ca un tot, care trebuie tratat ca atare.

Dilatația sau contracția termică a metalului în zona de topire — solidificare se face după o curbă caracteristică, în funcție de tipul aliajului: fie cu punct (I), fie cu interval (II) de topire — solidificare (fig. 1), unde s-a notat cu t_t — temperatura de turnare (supraîncălzire), cu t_{lich} — temperatura de început de solidificare (temperatura lichidus) și cu t_{sol} — temperatura de sfîrșit de solidificare (temperatura solidus).

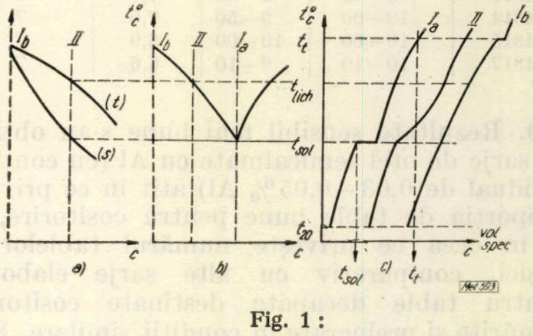


Fig. 1:
t_t — temperatura de turnare; t_{lich} — temperatura la început de solidificare; t_{sol} — temperatura la sfîrșit de solidificare.

Se presupune că s-a turnat un cub, umplînd forma respectivă cu metal lichid (fig. 2—*a*). Se presupune că, răcindu-se, temperatura variază uniform în toate punctele piesei (evoluție izotermă a răcirii). Prin pierderea de căldură către mediu (formă), temperatura metalului scade pînă cînd atinge temperatura de solidificare (tip I), la care se formează o primă crustă solidă, care se îngroașe treptat, la temperatură constantă, pînă la solidificarea totală. Această primă crustă are o mare însemnătate. Ea înconjoară viitoarea piesă în mod continuu, din toate părțile, contureaază forma și volumul exterior al acestei piese.

Crusta solidă și etanșă care se formează în prima fază a solidificării are un conținut lichid

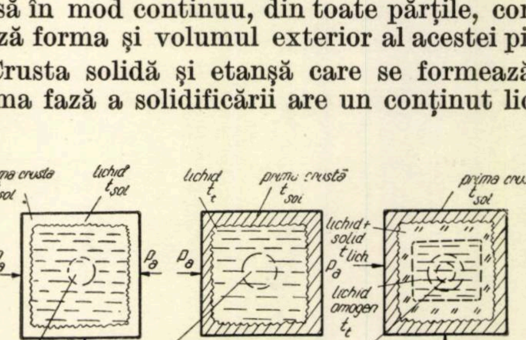


Fig. 2:
a — regim izoterm la aliaj tip I; *b* — supraîncălzire la aliaj tip I; *c* — supraîncălzire la aliaj tip II; P_a — presiunea atmosferică.

care prin răcirea și solidificarea lui ulterioară își micșorează volumul față de volumul lui fixat inițial prin prima crustă solidă. Diferența o reprezintă golul de contracție sau retasura (fig. 2—*a*). Mărimea volumului retasurii depinde de contracția de solidificare, care este o caracteristică fizică a aliajului, și de mărimea volumului de lichid conținut în crustă.

Necesități tehnologice (asigurarea fluidității necesare pentru umplerea completă a formei) impun supraîncălzirea aliajului pînă la temperatura de turnare t_t, care în cazul oțelului este cu cîteva zeci de grade mai mare decît temperatura de solidificare t_{sol}.

În aceste împrejurări, răcirea piesei de obicei nu mai evoluiază izoterm, crusta avînd o temperatură mai scăzută decît conținutul ei de metal lichid (supraîncălzit). În cazul unui regim de răcire neizoterm, mărimea volumului de retasură depinde și de gradul de supraîncălzire la turnare. Cu cît supraîncălzirea este mai mare cu atît dilatarea termică va fi mai mare (fig. 1—*c*), deci și volumul retasurii.

O primă concluzie: pentru ca volumul de retasură să fie mic, supraîncălzirea trebuie să fie cît mai mică (la limita inferioară tolerabilă).

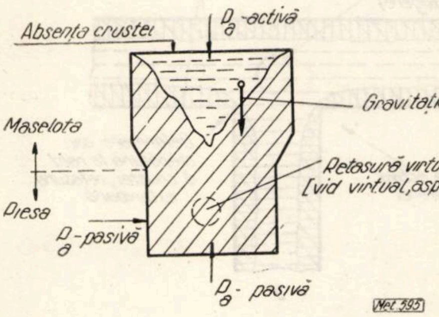


Fig. 3.

La aliajele de tipul II, pe lîngă efectul supraîncălzirii, definit mai sus, mai intervine și temperatura de început de solidificare t_{lich}, respectiv intervalul de solidificare (fig. 2—*c*), deci volumul retasurii va crește proporțional și cu mărimea acestui interval.

Golul de contracție este, teoretic, vid, ceea ce face ca presiunea atmosferică să exercite o presiune activă asupra suprafeței exterioare a piesei, cu tendința de a închide golul. Concomitent, vidul se manifestă printr-o acțiune de sugere, de aspirație, care acționează asupra maselor de metal lichid, care, eventual, sînt încă disponibile.

Formarea golului de contracție este împiedicată prin aplicarea unei maselote mai groase decît piesa care, răcindu-se și solidificîndu-se deci mai încet, poate astfel alimenta cu metal lichid piesa propriu-zisă în timpul contracției și solidificării ei.

Aspirația exercitată de vidul virtual din centrul piesei ușurează alimentarea care, în cazul maselotelor directe, este sprijinită și de efectul gravitației, la care se adaugă presiunea atmosferică, care apasă pe suprafața liberă a metalului lichid din maselotă, pompîndu-l în piesă, de cîte ori i se creează posibilitatea de acces (fig. 3).

Dacă nu există posibilitatea alimentării cu metal lichid din maselotă, retasura se va umple,

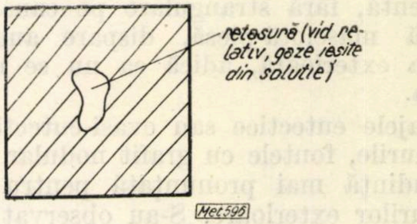


Fig. 4.

cel puțin parțial, cu gaze care ies din soluțiile lichide sau solide pe care acestea le formau cu metalul înconjurător, dar bineînțeles numai dacă o astfel de alimentare din maselotă nu este posibilă (fig. 4).

În cazul pozitiv însă, adică dacă există posibilitatea alimentării din maselotă, atît aspirația cît și presiunea atmosferică se pot manifesta din plin. Umplerea golului de contracție virtual se produce pe măsură ce se produce contracția, fără să se nască un gol real. Acesta este argumentul care se poate opune specialiștilor care afirmă că, din cauza gazelor dizolvate în metalul lichid, maselotele cu presiune atmosferică ar fi lipsite de eficacitate. În schimb ei recomandă folosirea maselotelor cu presiune de gaze artificială (cu cartuș), care sînt mai complicate și nu lipsite de pericol.

Un fenomen des întîlnit, dar puțin explicat este retasura exterioară, care se formează în anumite condiții datorită manifestării active a presiunii atmosferice, care reușește să turtească prima crustă formată, insuficient de rezistentă, cu tendința de a închide golul de contracție, care este pe cale de a se forma în interiorul piesei și care, datorită acestei acțiuni, nu se mai formează decît parțial (fig. 5).

Formarea retasurii exterioare presupune o crustă subțire, care se îngroașe încet, respectiv rămîne multă vreme cu o grosime relativ mică și conține o masă mare de lichid supraîncălzit, care are o contracție absolută mare, atît prin volumul mare cît și prin temperatura ridicată,

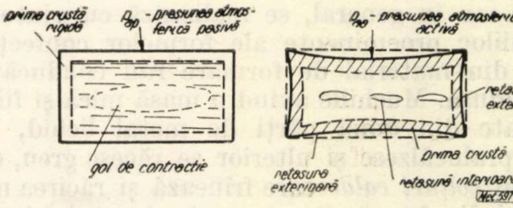


Fig. 5.

iar forţa de apăsare trebuie să fie destul de importantă, adică suprafaţa de aplicare a presiunii atmosferice să fie mare.

Aceste condiţii sînt create în cazul pieselor întinse, destul de groase, turnate cu aliaje puternic supraîncălzite. În momentul însă în care aceste piese au posibilitatea de a se alimenta normal în timpul solidificării dintr-o maselotă suficientă, fără strangulare pe canalul de legătură maselotă-piesă, dispare automat retasura exterioară, adică ea nu se mai poate forma.

Aliajele eutectice sau cvasi-eutectice, ca siluminurile, fontele cu grafit nodular manifestă o tendinţă mai pronunţată pentru formarea retasurilor exterioare. S-au observat însă destule cazuri de retasuri exterioare la turnarea pieselor din oţeluri austenitice refractare sau puternic aliate cu mangan (Hadfield) care, din cauza dificultăţii detaşării maselotelor, se toarnă deseori fără maselote sau cu maselote insuficiente, după cum există cazuri foarte clare de retasură exterioară şi la piese foarte groase şi cu suprafeţe cu deschideri mari, turnate din oţeluri carbon simple (rolele-suport pentru cuptoarele tubulare de ciment), dar prevăzute cu maselote insuficiente şi cu comunicaţia maselotă-piesă gîtuită.

Considerăm că formarea defectului trebuie atribuită mai mult acestui fapt, adică alimentării defectuoase, şi mai puţin tipului de aliaj, care are totuşi şi el partea sa de influenţă cunoscîndu-se faptul că aliajele eutectice tind a forma retasuri concentrate şi sînt foarte compacte, în timp ce aliajele cu interval de solidificare (în sensul cel mai larg al cuvîntului) prezintă o oarecare porozitate microscopică şi submicroscopică dispersată în toată masa.

Cazul cel mai comun şi cel mai răspîndit de retasură exterioară se întîlneşte în zonele de intersecţie a doi pereţi sau — într-o formulare mai generală — în colţurile intrînde ale pieselor, dacă în plus mai este satisfăcută şi condiţia ca în vecinătatea acestor zone să existe în piesă tendinţa de a se forma o retasură interioară, deci în cazul cînd intrîndurile sînt situate în vecinătatea unor noduri termice. Muchiile intrînde ale pieselor, la intersecţii sau în general, se realizează cu ajutorul muchiilor proeminente ale formelor confecţionate din material de formare rău conducător de căldură. Muchiile avînd o masă mică şi fiind flancate din două părţi de metal lichid, ele se supraîncălzesc şi ulterior se răcesc greu, devenind *colţuri calde* care frînează şi răcirea metalului din formă. De aceea, în dreptul colţului cald, prima crustă se formează mai tîrziu şi este mai subţire decît în restul piesei.

Dacă în interiorul piesei se dezvoltă un nod termic care dă naştere la o retasură virtuală care suge, ca în cazul încrucişărilor de pereţi (fig. 6—*a*, *b*, *c*), fără să existe posibilitatea alimentării dintr-o maselotă, fenomen la care se adaugă presiunea activă a atmosferei, rezultatul va fi cedarea crustei subţiri din dreptul colţului cald în faţa acestei duble acţiuni sub forma deformării, apoi a unei crăpături la cald însoţită de o retasură exterioară.

Aceste şanţuri, fisuri, crăpături, scobituri plasate tocmai în zona de îmbinare a doi pereţi constituie o importantă slăbire a rezistenţei statice şi dinamice a piesei turnate, ele reprezentînd amorse de ruptură, care pot determina rebutarea piesei.

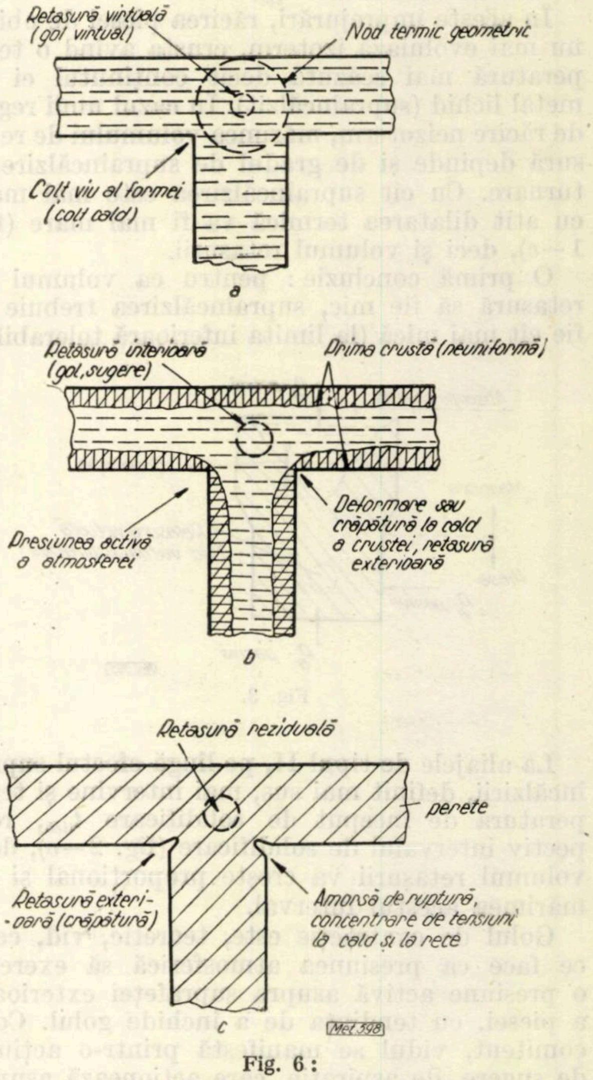


Fig. 6 :
a — Piesă lichidă; *b* — Piesă în curs de solidificare;
c — Piesă solidificată.

Tensiunile de contracţie care se nasc în crustă în timpul răcirii au un vîrf de intensitate în dreptul muchiei, fapt agravant, pentru că favorizează producerea crăpăturii la cald şi păstrarea tensiunilor la rece, deci şi formarea de crăpături la rece.

Pentru remedierea acestei situaţii generale proaste, este necesar să se ia măsuri în vederea desfiinţării sau cel puţin a atenuării concentrației de tensiuni în zona de trecere, măsuri pentru obținerea și în această zonă a unei cruste de grosime uniformă și comparabilă cu grosimea crustei din zonele adiacente, măsuri pentru a favoriza deformarea plastică a primei cruste în zona muchiei, astfel încît să cedeze presiunilor fără să crape.

Prima și cea mai simplă măsură constă în desființarea muchiei vii a intrîndului prin înlocuirea ei cu o racordare, rotunjind muchia cu o rază suficientă. În felul acesta, colțul cald și efectele lui dispar în mare măsură,

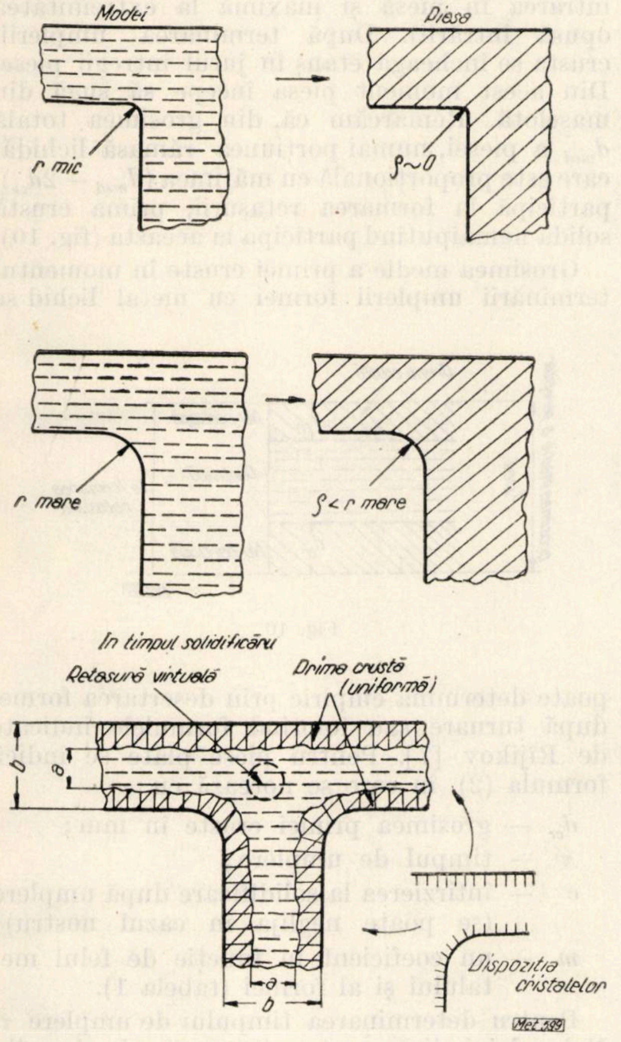

Model
Piesă
r mic
ρ~0
r mare
ρ< r mare
În timpul solidificării
Retasură virtuală
Primă crustă (uniformă)
d
δ
a
b
Dispoziția cristalelor
Met 599

Fig. 7.

adică tensiunile de contractare nu se mai concentrează într-un punct, ci se repartizează pe toată lungimea curbei de racordare (arc de cerc). Prima crustă este continuă și are o grosime mai uniformă în zona de racordare, forma ei favorizează deformarea plastică pe o lungime mai mare, crusta cedează presiunii atmosferice fără să plesnească, cedează sugerii exercitate de golul virtual din nodul termic al piesei deformîndu-se, astfel încît raza de racordare observată pe piesa rece va fi mai mică decît raza de racordare prevăzută pe model. La raze de racordare mici prevăzute pe model, le pot corespunde colțuri sau aproape colțuri pe piesă. De aceea raza prevăzută pe model trebuie să fie suficientă, totuși nu exagerată, pentru a nu mări excesiv nodul termic și efectul de sugere, respectiv retasura reziduală interioară (fig. 7—*a*).

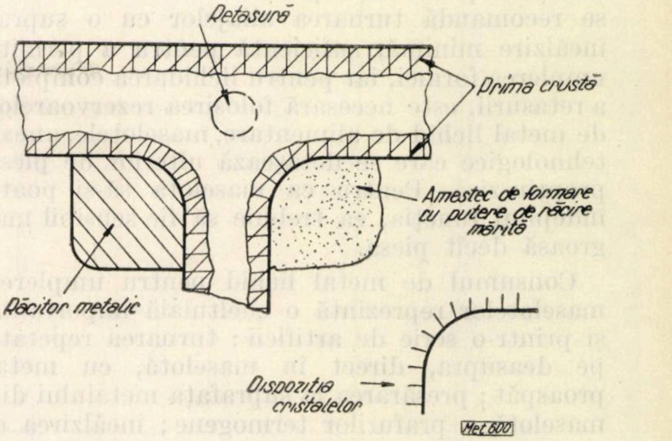

Retasură
Primă crustă
Amestec de formare cu putere de răcire mărită
Răcitor metalic
Dispoziția cristalelor
Met 600

Fig. 8.

A doua măsură constă în aplicarea pe modelul piesei, în zona de racordare, a unui răcitor metalic sau în confecționarea colțului cald al formei dintr-un amestec de formare cu conductibilitate termică mărită (nisip de zirconiu sau amestec cu nisip de cuarț cu adaos de grafit sau alice metalice etc.). Efectul constă în îngroșarea și uniformizarea crustei din zona de racordare cu crusta din restul piesei.

Prima crustă consolidîndu-se prin măsurile luate, retasura exterioară, care se formează în aceste condiții nu va mai putea compensa decît parțial retasura virtuală din interiorul piesei, deci această retasură virtuală se va transforma într-o retasură interioară reală: retasura reziduală care e ceva mai mică decît ar corespunde mărimii nodului termic, dar prin si-

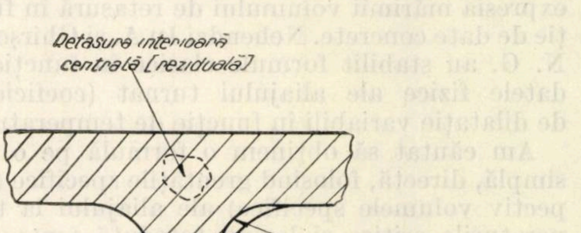

Retasură interioară centrală (reziduală)
Piesă
Modelul
Retasura exterioară corectată
Met 601

Fig. 9.

tuaţia ei centrală în piesă este mult mai puţin periculoasă decît retasura exterioară primară, necorectată (fig. 9).

În concluzia celor spuse pînă acum, trebuie arătat că pentru a obţine retasuri cît mai mici, se recomandă turnarea aliajelor cu o supraîncălzire minimă, suficientă pentru a permite umplerea formei, iar pentru lichidarea completă a retasurii, este necesară folosirea rezervoarelor de metal lichid de alimentare, maselotele, anexe tehnologice care se detaşează ulterior de piesa propriu-zisă. Pentru ca maselota să-şi poată îndeplini funcţia, ea trebuie să fie sensibil mai groasă decît piesa.

Consumul de metal lichid pentru umplerea maselotelor reprezintă o cheltuială importantă şi printr-o serie de artificii : turnarea repetată pe deasupra, direct în maselotă, cu metal proaspăt ; presărarea la suprafaţa metalului din maselotă a prafurilor termogene ; încălzirea ei cu arcul electric ; folosirea de manşoane de izolare termică sau termogene. Se caută ca în mod artificial metalul din maselotă să fie menţinut un timp cît mai îndelungat în stare lichidă, ceea ce permite folosirea lui mai completă şi în final consumarea pentru maselote (mai precis pentru maselotele reci-solide) a unei cantităţi mai mici de metal lichid.

Maselotele calde-lichide sînt mai grele decît cele reci-solide, diferenţa fiind egală cu greutatea cantităţii de metal lichid aspirată de piesă din maselotă.

Mărimea maselotelor depinde în primă aproximaţie de mărimea volumului de retasură şi apoi de ansamblul condiţiilor tehnologice de turnare. În cele ce urmează ne propunem să examinăm posibilităţile pe care le avem de a micşora maselotele, acţionînd asupra ambilor factori : mărimea retasurii şi tehnologia de umplere a formei cu metal lichid.

2. *Calculul volumului retasurii.* Pentru a răspunde la prima întrebare, se cere a se scrie expresia mărimii volumului de retasură în funcţie de date concrete. Nehendzi Iu A. şi Ghirşovici N. G. au stabilit formule clasice în funcţie de datele fizice ale aliajului turnat (coeficienţii de dilataţie variabili în funcţie de temperatură).

Am căutat să obţinem o formulă pe o cale simplă, directă, folosind greutăţile specifice (respectiv volumele specifice) ale aliajului la temperaturile critice şi legînd totodată fenomenul fizic general de specificul tehnologic al piesei, exprimat prin grosimea medie d_{med} a pereţilor, care se stabileşte prin apreciere, pe baza desenului piesei. Realizăm astfel avantajul de a obţine direct prin formula retasurii o legătură cu tehnologia caracteristică cazului particular.

În literatura de specialitate se indică formula de mai jos din care rezultă o valoare convenţională a grosimii medii. Această valoare este utilă în unele cazuri. Pentru calculele însă în care intervine valoarea medie a grosimilor reale ale pereţilor piesei, valoarea convenţională, care rezultă din aplicarea formulei (1), nu poate fi folosită :

$$d_{med} = \frac{V}{S} \tag{1}$$

În cazul unei piese cu grosimea medie a pereţilor d_{med}, a cărei turnare (umplere cu metal lichid) durează τ minute, la finele umplerii formei, în piesă se va forma pe ambii pereţi cîte o primă crustă cu grosimea medie d_{cr} (în realitate este mai subţire sau chiar nulă la intrarea în piesă şi maximă la extremitatea opusă intrării). După terminarea umplerii, crusta se încheagă etanş în jurul întregii piese. Din acest moment piesa începe să sugă din maselotă. Remarcăm că, din grosimea totală d_{med} a piesei, numai porţiunea rămasă lichidă, care este proporţională cu mărimea $(d_{med} - 2d_{cr})$, participă la formarea retasurii, prima crustă solidă nemaiputînd participa la aceasta (fig. 10).

Grosimea medie a primei cruste în momentul terminării umplerii formei cu metal lichid se poate determina empiric prin deşertarea formei după turnare sau folosind formulele indicate de Rîjikov [7]. Pentru piese plate se indică formula (2), în care se notează cu :

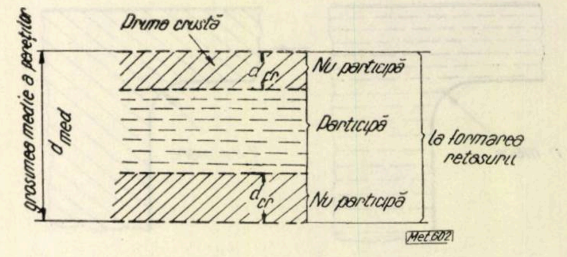


Fig. 10.

d_{cr} — grosimea primei cruste în mm ;
τ — timpul de umplere ;
c — întîrzierea la solidificare după umplere (se poate neglija în cazul nostru) ;
m — un coeficient în funcţie de felul metalului şi al formei (tabela 1).

Pentru determinarea timpului de umplere τ, Nehendzi indică pentru turnarea pieselor din oţel formula (2′), în care G este greutatea piesei brute inclusiv maselota, iar K este un coeficient egal cu 1,5 pentru turnarea rapidă (piese subţiri), respectiv 2,25 pentru turnarea lentă (piese groase) :

$$d_{cr} = m + \sqrt{\tau} - c \tag{2}$$

$$\tau = K\sqrt{G} \tag{2'}$$

Dacă notăm cu G (în kg) greutatea ansamblului tehnologic (piesă+maselotă) şi cu G_l

Tabela 1

Metalul turnat	Materialul formei	
	nisip	fontă
Fontă cenuşie	0,7	2,2
Fontă maleabilă	1,1	2,0
Oţel carbon	1,3	2,6

(în kg) greutatea metalului lichid (conţinut în prima crustă solidă), care determină prin mărimea lui mărimea retasurii, se obţine raportul lor:

$$\frac{G_l}{G} = \frac{d_{med} - 2d_{cr}}{d_{med}} \tag{3}$$

Admitem că crusta are temperatura t_{sol} şi că, pentru simplificare, lichidul conţinut are şi el aceeaşi temperatură, t_{sol}. Crusta solidă concretizează forma, dimensiunile şi volumul piesei la temperatura t_{sol}, iar mărimea retasurii, notată cu $Vr_{t_{sol}}$, rezultă din variaţia volumului conţinutului lichid la trecerea (izotermă) din starea lichidă în starea solidă. Exprimăm valoarea volumelor specifice ale solidului şi lichidului prin reciproca valorilor greutăţilor specifice, la temperatura t_{sol} şi introducem valoarea lui G_l din relaţia (3):

$$G_l = \frac{d_{med} - 2d_{cr}}{d_{med}} \cdot G ; \tag{4}$$

$$Vr_{t_{sol}} = G_l \left(\frac{1}{gsp_{lt_{sol}}} - \frac{1}{gsp_{st_{sol}}} \right) ; \tag{5}$$

în care:

$gsp_{lt_{sol}}$ este greutatea specifică a lichidului la temperatura t_{sol};

$gsp_{st_{sol}}$ — greutatea specifică a solidului la temperatura t_{sol}.

Introducînd valoarea lui G_l din relaţia (4), obţinem:

$$Vr_{t_{sol}} = \frac{d_{med} - 2d_{cr}}{d_{med}} \cdot G \left(\frac{1}{gsp_{lt_{sol}}} - \frac{1}{gsp_{st_{sol}}} \right). \tag{6}$$

Prin răcire de la t_{sol} la t_{20}, acest volum (golul de contracţie) suferă o contracţie (solidă) suplimentară solidar cu piesa solidă, deci raportul R dintre volumul retasurii şi volumul metalului lichid turnat în ansamblul piesă-maselotă, rămîne nemodificat. Exprimăm acest raport în funcţie de elemente cunoscute:

$$\frac{\textit{Volumul retasurii}}{\textit{Volumul total turnat}} = \frac{Vr_{t_{sol}}}{\frac{G}{gsp_{st_{sol}}}} = R ; \tag{7}$$

$$R = \frac{d_{med} - 2d_{cr}}{d_{med}} G \left(\frac{1}{gsp_{lt_{sol}}} - \frac{1}{gsp_{st_{sol}}} \right) \cdot \frac{gsp_{st_{sol}}}{G} \tag{8}$$

$$R = \left(1 - \frac{2d_{cr}}{d_{med}} \right) \left(\frac{gsp_{st_{sol}}}{gsp_{lt_{sol}}} - 1 \right) \tag{9}$$

R se exprimă prin fracţii zecimale şi prin înmulţire cu 100 în procente.

În cazul solidificării neizoterme, în locul greutăţii specifice a lichidului la temperatura t_{sol}, se va introduce în formula (9) valoarea aceleiaşi mărimi la temperatura de supraîncălzire t_t.

Pentru a verifica valabilitatea practică a formulei (9), am scos din lucrarea prof. Iu. A. Nehendzi „Turnarea oţelului" datele din tabela 2, valabile pentru oţelul nealiat de turnătorie cu 0,25% carbon.

Tabela 2

Oţel nealiat cu 0,25% C

Volumul specific	Starea fizică	Temperatura, °C
0,1365	solidă	1 475
0,1408	lichidă	1 475
0,1425	lichidă	1 600

S-a luat în considerare cazul a trei piese, cu grosimea medie de 150, 50 şi 10 mm, pentru care am apreciat că la finele umplerii formei prima crustă va avea o grosime de 5, respectiv 5 şi 2 mm. Ca bază pentru această apreciere am folosit tabela 1 din lucrarea „Turnarea oţelului" de prof. I. A. Nehendzi, pag. 26, din care rezultă (împărţind volumul solidificat în primul minut la mărimea suprafeţei) că prima crustă are o grosime de 5 mm, cam aceeaşi, indiferent de grosimea pieselor. S-a făcut excepţie pentru ultima piesă.

Tabela 3

Solidificarea unor piese avînd acelaşi volum (1 845 cm³) şi aceeaşi greutate (14,5 kg)

Forma şi dimensiunile piesei, mm	Suprafaţa de răcire a piesei, cm^2	Grosimea redusă a pereţilor $R = \frac{V}{S}$, cm	Cantitatea de oţel solidificat în primul minut, cm^3	Grosimea primei cruste după un minut $\frac{\text{col. 4}}{\text{col. 2}}$ cm	Timpul de solidificare totală a pieselor, min
1	2	3	4	5	6
sferă: $d = 152$	645	2,85	360	0,558	7,2
cilindru: $d = 108$, $h = 204$	775	2,38	425	0,549	4,7
paralelipiped: $a=193$, $b=43{,}6$, $h=219$	875	2,11	475	0,543	3,6
placă: $s=57$, $b = 100$ $h = 200$	1 040	1,78	565	0,543	2,7
placă: $S = 35{,}5$ $b = 258$, $h = 200$	1 420	1,30	775	0,546	1,5

---

* Tabela s-a făcut după Nehendzi, cu completări (col. 5)

Cu aceste date s-au calculat rezultatele din tabela 4, în două ipoteze: a) solidificarea izotermă ($t_{sol} = 1\,475°C$) şi b) solidificarea neizotermă, cînd conţinutul de lichid are o temperatură mai înaltă decît crusta, ca urmare a supraîncălzirii aliajului ($t_t = 1\,600°C$). Menţionăm că primul caz se realizează mai uşor la metalele pure sau la aliajele 100% eutectice, iar cel de-al doilea caz mai mult la aliajele cu interval de solidificare.

Tabela 4

Volumul retasurii în %

Grosimea medie		Volumul retasurii Vr, %	
a pereţilor d_{med}, mm	a crustei d_{cr}, mm	$t_{sol} = 1\,475°C$ solidificare izotermă	$t_t = 1\,600°C$ solidificare neizotermă
150	5	2,90	7,45
50	5	2,48	6,40
10	2	1,86	4,80

Valorile calculate concordă foarte bine cu valorile practice găsite cu ocazia experimentării tehnologiei MOLPAD (maselote oarbe laterale cu presiune atmosferică alimentate direct din reţeaua de turnare) unde am găsit valori cuprinse între 2,52 şi 5,7 — după cum concordă şi cu cifrele date de I. A. Nehendzi la pag. 103, tabela 12, care indică, în funcţie de conţinutul de carbon (0,10—0,35—0,45—0,70%) următoarele contracţii de solidificare: 2,0—3,0—4,30—5,3%.

În cazul tehnologiei MOLPAD, volumul retasurii s-a determinat foarte comod prin umplerea cu apă a golului din maselota oarbă, dintr-un cilindru gradat.

Din tabela 4 se poate vedea cît de importantă este creşterea volumului retasurii atunci cînd creşte gradul de supraîncălzire al metalului. Valorile experimentale mari dovedesc deci că turnarea s-a făcut cu metal supraîncălzit.

În continuare ne propunem să deducem din interpretarea ecuaţiei fizico-tehnologice pe care am stabilit-o (9) condiţiile pentru ca raportul R şi deci volumul retasurii să fie minim; este necesar ca cele două paranteze (a) şi (b) să fie succesiv minime.

a) Raportul $\frac{2d_{cr}}{d_{med}}$ să fie cît mai aproape de unitate, adică la finele turnării pereţii să fie pe cît posibil complet solidificaţi; grosimea d_{cr} a primei cruste să fie cît mai mare; grosimea medie d_{med} a piesei să fie cît mai mică.

Primele două condiţii se satisfac prin turnarea unui metal cît mai rece, cu minimum de supraîncălzire, prin turnarea în forme metalice sau forme crude care se răcesc mai intens faţă de formele uscate, prin folosirea răcitorilor interiori sau exteriori şi prin umplerea formei cu o viteză cît mai mică.

Dacă unii practicieni afirmă că piesele groase necesită maselote mici, aceasta se bazează pe o greşeală de observaţie, întrucît la astfel de piese se obişnuieşte să se repete turnarea direct, în maselote cu metal cald, o dată sau de mai multe ori, aşa că aceste maselote, chiar mici fiind ca dimensiuni, înghit de fapt cantităţi de metal mult mai mari decît ne indică greutatea lor la rece, sau volumul modelului de maselotă.

b) Raportul dintre greutatea specifică a solidului şi a lichidului la temperatura de solidificare t_{sol} să fie cît mai aproape de unitate, adică greutăţile specifice să fie cît mai apropiate. În cazul regimului de solidificare izoterm (fig. 2—a), valoarea raportului depinde exclusiv de caracteristica fizică a aliajului; în cazul regimului neizoterm, practic cel mai răspîndit, rezultă recomandarea de a lucra cu temperaturi de supraîncălzire cît mai mici, pentru ca dilataţia lichidului deci şi volumul retasurii să fie minime.

În rezumat, din formula (9) rezultă că se obţin retasuri minime: la turnarea rece, cu viteza de umplere mică, în forme care absorb rapid cantităţi mari de căldură, piesele avînd pereţi cît mai subţiri.

Precizăm că este vorba de mărimea volumului retasurii.

3. *Relaţia dintre mărimea maselotei pe de o parte şi mărimea şi forma retasurii, pe de altă parte.* La alegerea mărimii corecte a maselotei intervine însă cu multă importanţă şi forma volumului de retasură, care la rîndul ei depinde de temperatura de turnare a metalului, de viteza de răcire în formă şi de viteza de umplere (fig. 11).

Cu cît metalul se toarnă mai rece (supraîncălzire mai mică), cu cît răcirea în formă este mai energică şi viteza de umplere mai mică, (turnare în cochilă etc.), cu atît volumul retasurii va fi mai mic, dar forma retasurii va fi mai alungită, filiformă, care pătrunde adînc în piesă şi necesită maselote mai mari (lungi) pentru a lăsa piesa neatinsă.

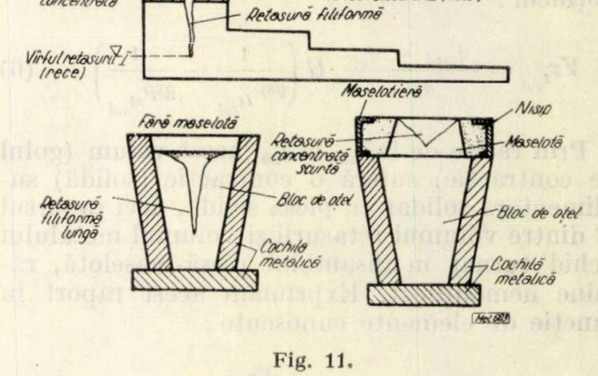


Fig. 11.

Cu cît se toarnă mai cald, mai repede și într-o formă mai caldă, metalul care ajunge în maselotă este și el mai cald, forma retasurii este mai scurtă, mai compactă, maselota necesară poate fi mai mică.

Ca de atîtea ori în probleme de metalurgie, efectele antagoniste ale aceluiași factor impun o soluție de compromis. Nu trebuie exagerat în privința temperaturii joase de turnare. Se va turna în general destul de cald pentru a umple bine forma, dar pentru compensare, se va turna destul de lent. Excesul de temperatură provoacă aderențe foarte supărătoare.

Pentru ca pe lîngă forma scurtă a retasurii să avem și un volum minim al ei, este necesar ca piesa propriu-zisă să fie turnată lent, cu metal cît mai rece (sau într-o formă care produce o răcire intensă : cochilă metalică, formă crudă, formă cu răcitori interiori sau exteriori), iar maselota să fie situată într-o formă uscată sau izolată termic sau prevăzută cu un manșon exotermic și să se umple cît mai lent cu metal cît mai cald. Acest procedeu se poate aplica aproape ideal la turnarea pe sus a blocurilor de oțel (turnarea cu pojghiță).

În cazul turnării pieselor, ar fi foarte interesant de văzut dacă s-ar putea obține rezultate similare, prin mijloace tehnologice simple, care privesc numai modul de umplere cu metal a formei, respectiv numai dinamica termică a acestui proces.

În partea a doua a articolului vom expune analiza care are ca rezultat tocmai realizarea și a acestui scop, pe lîngă clarificarea generală și principială a problemelor termice, puse de dinamica de umplere a formei.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Turnarea roților pentru turboambreiaje. Metalurgia și construcția de mașini nr.* 3, 1959, p. 238–240.

[2] *Turnarea corpului pompei pentru rafinării. Metalurgia și construcția de mașini* nr. 5, 1959 p. 433–435.

[3] *Turnarea oțelului în forme uscate. Metalurgia și construcția de mașini* nr. 4, 1959 p. 320–322.

[4] *Terminologie pentru turnătorii. Standardizarea* nr. 8, 1960, p. 381.

[5] *Tehnologia MOLPAD. Tehnica Nouă.* nr. 271, 1960.

[6] *Metode noi de maselotare la turnarea pieselor din oțel, fontă nodulară și nefieroase.* București, I.D.T., 1959.

[7] Rîjikov, A. A. *Bazele teoretice ale turnării.* București Editura Tehnică, 1957. traducere din limba rusă.

[8] Nehendzi, I. A. *Turnarea oțelului.* București, Editura Tehnică, 1954, traducere din limba rusă.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.725.19 : 621.746.77

Modele cu curbură inversă pentru turnătorie

Ing. MIRCEA DRĂGULIN

Uzina 23 „August" – București

În turnătorie apar adesea piese care prezintă, după turnare, deformări și abateri față de proiecte cu mult mai mari decît cele care se datoresc frînării de către formă și miezuri a contracției din timpul solidificării, preciziei modelului, modului de extragere a modelului etc.

Dintre cauzele care duc la asemenea deformări, cele mai importante sînt două și anume :

— îmbinarea pereților groși cu pereți subțiri ;

— încovoierea pereților piesei, datorită contracției liniare a lor și a poziției pe care o au unii față de alții.

Dezavantajul pe care îl prezintă aceste deformări constă în faptul că ele impun mărirea exagerată a adaosurilor pe suprafețele care urmează să fie prelucrate și de asemenea la prelucrarea suprafețelor care primesc asemenea deformări după turnare și sînt prevăzute să se monteze brute. Pentru evitarea lor trebuie luate măsuri deoarece ele măresc în mod inutil volumul prelucrărilor, mai ales în cazul pieselor care se toarnă în serie.

În cazul îmbinărilor de pereți groși cu pereți subțiri, deformările apar din cauza micșorărilor pe care le înregistrează dimensiunile piesei turnate sub acțiunea contracției de solidificare care are loc la intervale de timp diferite. Făcînd abstracție de frînarea contracției de către amestecul de formare, se poate considera că pereții subțiri contractă liber, ei solidificîndu-se înaintea celor groși care se solidifică ulterior, și în felul acesta nu le împiedică contracția. Curbele de solidificare din figura 1 arată acest lucru.

Solidificarea pereților groși se face mai tîrziu iar contracția lor este frînată de pereții subțiri care s-au solidificat anterior și în felul acesta nu permit o contracție liberă.

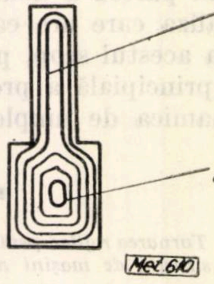


Fig. 1 :
a – peretele subțire ;
b – partea masivă.

Frînarea contracției conduce la tensiuni interne, și anume de întindere în pereții groși și de compresie în pereții subțiri. Valoarea acestor tensiuni este importantă și provoacă curbarea pieselor, deci abateri față de proiectul piesei brut turnate. Sensul în care are loc deformarea se vede în figura 2 ; săgeata f este cu atît mai mare cu cît lungimea piesei l și raportul dintre secțiunea peretelui gros și a celui subțire este mai mare.

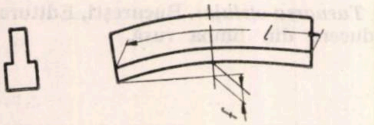


Fig. 2. Sensul de deformare a pieselor care prezintă îmbinări de pereți groși cu pereți subțiri.

Înlăturarea acestor deformări se realizează prin executarea modelelor cu curbură inversă față de aceea care apare pe piesa turnată.

Pentru construirea modelului de curbură inversă, este necesar să se cunoască dinainte săgeata spre a se putea trasa curbura.

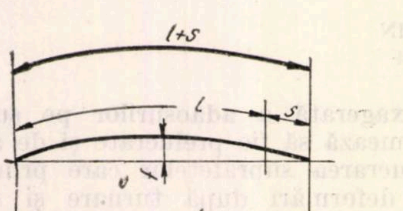


Fig. 3. Schema încovoierii.

Din schema încovoierii prezentată în figura 3, reiese că pentru menținerea lungimii exacte a piesei în linie dreaptă este necesar ca lungimea arcului să fie dată de relația următoare :

$$l + s = \sqrt{l^2 + \frac{16}{3} f^2}, \tag{1}$$

în care f este săgeata care apare pe piesa turnată, respectiv aceea cu care se va construi curbura modelului, iar s reprezintă scurtarea piesei datorită încovoierii care are loc în timpul solidificării.

Din relația (1) reiese valoarea lui f sub forma :

$$f = \frac{1}{4}\sqrt{6ls + 3s^2}, \tag{2}$$

în care $3s^2$ poate fi neglijat, deoarece valoarea lui este foarte mică și nu influențează sensibil valoarea săgeții.

În felul acesta formula de calcul se simplifică și devine :

$$l = \frac{1}{4}\sqrt{6ls}. \tag{3}$$

Pentru a putea folosi mai rațional relația (3) și pentru a generaliza calculul săgeții în aceste cazuri, se introduce noțiunea de scurtare specifică care se notează cu s_0 și care reprezintă scurtarea unității de lungime a piesei ; valoarea ei se obține raportînd scurtarea totală la lungimea piesei turnate, deci $s_0 = \frac{s}{l}$.

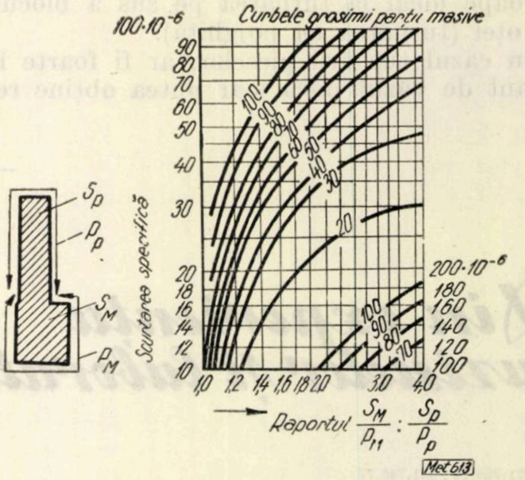


Fig. 4. Diagrama scurtării specifice :
S_M – suprafața părții masive ; P_M – perimetrul de răcire a părții masive ; S_p – suprafața peretelui subțire ; P_p – perimetrul de răcire a peretelui subțire.

Mărimea scurtării specifice se poate determina după diagrama din figura 4, care a fost trasată în urma unor măsurări precise. După cum este și normal, scurtarea specifică depinde de raportul dintre vitezele de răcire a pereților subțiri și cei groși ; bineînțeles că vitezele de răcire depind și ele la rîndul lor de raportul care există între secțiunea și perimetrul de răcire a fiecărui perete.

În urma introducerii scurtării specifice, relația după care se calculează săgeata devine :

$$f = \frac{l}{4}\sqrt{6s_0}. \tag{4}$$

Prin urmărirea deformațiilor pe care le primesc în timpul solidificării piesele care au diferite forme s-a observat că săgeata variază odată cu înălțimea pereților subțiri și anume

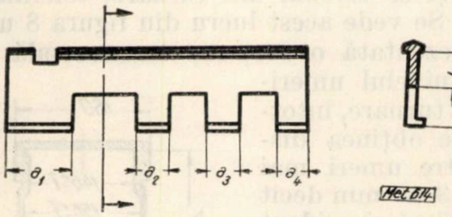


Fig. 5. Peretele unui batiu de strung turnat.

este mai mică cînd aceștia sînt mai înalți și mai mare cînd înălțimea lor este mică.

Pentru ca în calculul săgeților să se țină seama de această influență se înlocuiește lungimea reală a piesei cu o lungime convențională l_0, a cărei mărime este dată de relația următoare:

$$l_0 = l - 3\,h - \frac{3\,l_1}{l}(h_1 - h). \tag{5}$$

Această relație este generală și se referă și la piesele care prezintă prelungiri ale pereților, cum ar fi suporții de susținere, picioarele de fixare etc. În cazul unui batiu de strung, ca cel reprezentat în figura 5 și la care partea masivă este ghidajul, formula se interpretează în felul următor:

h este înălțimea peretelui, mm;
l_1 — lungimea picioarelor $(a_1 + a_2 + a_3 + \cdots)$, mm;
h_1 — înălțimea batiului măsurată de la ghidaje, mm.

La piesele care au numai partea masivă (peretele gros) și peretele subțire fără picioare, suporți sau alte continuări ale pereților, $h = h_1$, de unde $l_0 = l - 3\,h$.

Cu această expresie convențională pentru lungimea piesei, relația după care se calculează săgeata devine:

$$f = \frac{l_0}{4}\sqrt{6 s_0}. \tag{6}$$

La uzina „23 August" s-au turnat din fontă rame și uși pentru bateriile de cocsificare a

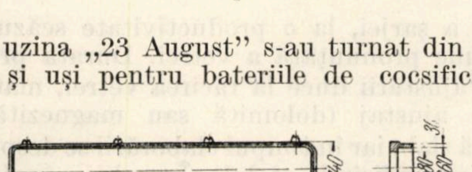


Fig. 6. Rama ușii de la cuptoarele de cocsificare.

cărbunilor. Aceste piese și mai ales rama ușii aveau după turnare deformări mari care se datorau îmbinării dintre un perete subțire și o zonă masivă (fig. 6).

Deformarea acestor piese a adus multe deficiențe la prelucrare, deoarece trebuiau îndepărtate importante cantități de șpan pentru a se putea obține suprafețe drepte. Aplicarea curburii inverse la model a înlăturat această deformare, ceea ce dovedește valabilitatea celor arătate mai înainte.

Din aplicarea calculului descris reiese pentru curbura modelului o săgeată ($f = 22{,}4$ mm); săgeata măsurată pe piesele turnate are valori între 18 și 24 mm, de unde se vede că folosind această metodă se poate lucra cu suficientă precizie. De asemenea, se mai poate trage concluzia că se pot folosi raze de curbură obținute direct prin măsurarea săgeților de la piesele deformate — ceea ce este foarte important pentru însușirea experienței de executare a modelului cu curbură inversă — fără a mai face probe pentru aceasta.

Curbura modelului se execută după un trasaj care se face pe model; pentru aceasta se calculează mai întîi cîteva puncte, apoi se unesc și se formează arcul de cerc. Arcul de cerc nu s-a trasat cu compasul, deoarece raza de curbură este de ordinul sutelor de metri și practic nu se putea realiza.

Așa cum s-a arătat, alt factor important care conduce la deformări este poziția pe care o au între ei pereții pieselor. Astfel, în cazul pieselor de forma unor rame sau chesoane la care pereții formează între ei unghiuri drepte sau ascuțite, contracția care are loc în timpul solidificării favorizează deformări care curbează pereții piesei și nu mai păstrează unghiurile dintre ele. În figura 7 *a*, se arată cum acționează tensiunile care se nasc în pereții piesei și forma pe care o ia piesa după turnare. La piesele cu mai mult de patru laturi, aceste deformări sînt mai mici, iar la cele circulare asemenea deformări nu există.

Mărimea curburii, deci a săgeții pe care o capătă pereții după solidificare, depinde de lungimea celor cu care se îmbină și de contracția specifică a materialului din care se toarnă.

Din observațiile făcute asupra pieselor turnate s-a observat că în dreptul săgeții maxime, deci la mijlocul pereților, dimensiunea este mai mare chiar decît a modelului care înglobează și adaosul de contracție. Din măsurările făcute pe piese din materiale diferite și dimensiuni variate, a reieșit că la mijlocul pereților, dimensiunea după turnare este mai mare cu o dată și jumătate valoarea contracției pereților corespunzătoari, față de proiect.

Piesa turnată în formă care încă nu s-a dezbătut arată că la colțuri piesa apasă pe partea inferioară a formei și are jocuri față de partea exterioară, în timp ce la mijlocul pereților se întîmplă invers, așa cum se arată în figura 7 *a*.

În figura 7 *b* este arătată săgeata pentru fiecare perete. Pentru peretele *a*, săgeata este f_a şi are valoarea:

$$f_a = \frac{c_b}{2} + \frac{c_b}{4} = \frac{3}{4} c_b, \qquad (7)$$

în care: c_b este contracţia peretelui *b*, scoasă din $c_b = l \cdot c$, în care *l* este lungimea peretelui; *b* şi *c* este contracţia specifică a metalului.

În mod similar pentru peretele *b* obţinem:

$$f_b = \frac{3}{4} c_a.$$

Acest calcul al săgeţii pentru curbura pereţilor dă rezultate satisfăcătoare atîta timp cît raportul între lungimea pereţilor nu depăşeşte raportul 1 :2 ; la piese unde lungimea pereţilor variază în limite mai largi, erorile sînt mari şi necesită încercări.

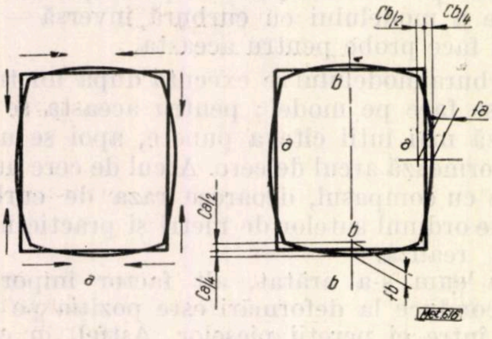


Fig. 7:
a – tensiunile care se nasc în pereţii pieselor turnate de formă pătrată;
b – valoarea deformărilor după turnare.

La uzina „23 August" se toarnă în mod curent mai multe tipuri de cutii de unsoare pentru vagoane. Unul dintre acestea era prevăzut fără prelucrare la umerii unde se montează cuzineţii şi se cereau, din turnare, toleranţele necesare. Se vede acest lucru din figura 8 unde este reprezentată o secţiune transversală, făcută la nivelul umerilor. După turnare, întotdeauna se obţinea distanţa între umeri mai mare cu 3–5 mm decît cota maximă şi evident cei doi umeri nu erau paraleli.

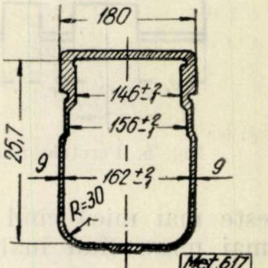


Fig. 8. Secţiune transversală prin cutia de unsoare.

După introducerea curburii inverse, aceste defecte nu au mai apărut, iar cuzineţii se montau cu uşurinţă, fără să mai fie nevoie de remanieri.

Trebuie menţionat faptul că asemenea deformări se înlătură prin curburi inverse numai în cazul cînd acest lucru este justificat de condiţiile impuse piesei şi de prelucrările ulterioare. Dacă se execută însă piese puţine şi nu se cer suprafeţe curate şi cu prelucrare, acelaşi lucru se poate realiza cu punţi de legătură care să lege pereţii paraleli între ei sau uneori făcînd ca acest lucru să fie îndeplinit de însăşi reţeaua de turnare.

BIBLIOGRAFIE

Sestopal, V. M.: *Turnarea în construcţia de maşini-unelte.* Traducere din limba rusă, Bucureşti, 1951.

CZ 669.183.211.2 : 621.542

Contribuţii la construirea maşinilor pneumatice pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin

GHEORGHE GH. CHIŢU
Combinatul metalurgic-Reşiţa

EXPUNEREA METODELOR DE AJUSTARE A CUPTOARELOR SIEMENS-MARTIN

Operaţia de ajustare (reparaţie la cald) a vetrelor cuptoarelor se poate executa manual sau mecanizat. Aceste metode prezintă avantaje şi dezavantaje.

Ajustarea manuală nu prezintă nici un avantaj, dar se practică din lipsa unei maşini care să efectueze o astfel de operaţie. Ea prezintă următoarele dezavantaje:

a. *Din punct de vedere tehnologic*

Ajustarea manuală are durată lungă, ceea ce conduce la prelungirea duratei totale de elaborare a şarjei, la o productivitate scăzută şi coroziune pronunţată a vetrei. Durata prelungită a ajustării duce la răcirea vetrei, materialul de ajustaj (dolomită sau magnezită) se fritează slab, iar în timpul elaborării se desprinde uşor impurificînd oţelul. În plus, încărcînd cuptorul pe vatra rece, durata topirii şi afinării creşte (baia nu va fierbe de la vatră) şi în consecinţă creşte durata totală a şarjei.

Repararea calitativă este nesatisfăcătoare, deoarece oţelarul (topitorul) imprimă dolomitei energia cinetică necesară ajungerii la perete, fără a putea atinge cu exactitate locul de reparat. De multe ori se aruncă prea multe lopeţi în locuri unde nu este cazul.

b. *Din punct de vedere al protecţiei muncii.*

Oţelarul este expus radiaţiilor puternice şi sînt dese cazurile de arsuri, de aceea de cele mai multe ori ajustarea se execută la regim termic redus. Dintre toate perioadele procesului de elaborare, în perioada de ajustare oţelarii sînt expuşi în timpul cel mai îndelungat şi continuu la dogoarea flăcării cuptorului.

Ajustarea cu maşina are următoarele avantaje :

Din punct de vedere tehnologic. Operaţia se execută rapid. Scurtarea duratei de ajustare determină ca : operaţia să se efectueze pe vatră caldă, dolomita să se friteze bine, desprinzîndu-se mai greu în timpul elaborării, deci oţelul va avea incluziuni nemetalice mai puţine.

Efectuînd ajustarea rapid, cuptorul se răceşte mai puţin, iar regimul termic poate fi mai ridicat, deoarece maşina aruncă de la distanţă mai mare. La sfîrşitul ajustării cu maşina vatra rămîne caldă, favorizînd reducerea duratei topirii (încărcătura primeşte căldură şi de jos). Vatra caldă influenţează şi asupra perioadei de afinare ; baia fierbe de la vatră deci viteza de decarburare este mai mare. Viteza de decarburare mare (fierbere violentă) duce la o bună degazare a oţelului (se înlătură într-o mai mare proporţie N_2 şi H_2).

Din punct de vedere economic o ajustare rapidă este avantajoasă deoarece se scurtează durata totală de elaborare şi ca urmare creşte productivitatea oţelăriei. Coroziunea totală este mai puţin pronunţată, deci se realizează un consum de dolomită mai redus. Stînd mai puţin în cuptor, oţelul va avea incluziuni nemetalice mai puţine (rebuturi şi declasate mai mici). De asemenea, ajustarea cu maşina necesită un total de combustibil mai redus. Din experienţa şarjelor rapide s-a constatat că regimul termic ridicat în anumite perioade duce la o creştere simţitoare a productivităţii şi la o micşorare a consumului specific de combustibil.

În ceea ce priveşte protecţia muncii, ajustarea cu maşina înlătură complet munca manuală, astfel că oţelarii nu mai sînt expuşi radiaţiei puternice etc.

În oţelării sînt întrebuinţate două tipuri de maşini pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin : maşina cu bandă rulantă şi maşina pneumatică (fig. 1 şi 2).

În continuare, prezentăm cele două tipuri de maşini cu avantajele şi dezavantajele lor.

Din punct de vedere constructiv. Ambele maşini pot fi construite rulante sau suspendate în cîrligul podului rulant.

Ambele maşini au mecanisme pentru deplasare compuse din : motor, cuplaj, frînă, reductor etc. Maşina pneumatică fiind de o construcţie mai simplă este mai uşoară şi are un mecanism mai simplu.

Ambele maşini au mecanism pentru înclinare în plan vertical. La maşina cu bandă, acest mecanism este mai robust şi este compus din : glisiere, manete (pîrghii) etc. Maşina pneumatică este echilibrată pe două lagăre de rulare (rulmenţi).

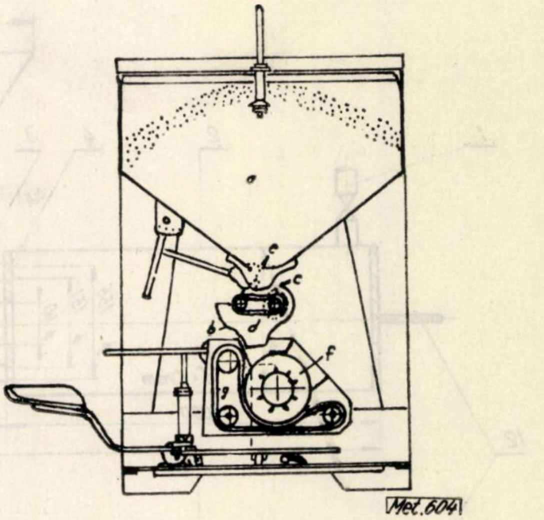


Fig. 1. Aruncător cu bandă :

a – buncăr ; *b* – pîlnie ; *c* – mecanism de acţionare ; *d* – alimentator cu sondă ; *e* – închizător cu bilă ; *f* – tamburul aruncătorului ; *g* – bandă aruncătoare.

Ambele maşini au mecanism de pivotare (rotire în plan orizontal). La maşina cu bandă acest mecanism este compus din : glisiere, role, pîrghii etc. Maşina pneumatică obţine rotirea în plan orizontal în mod simplu, fiind aşezată pe un rulment axial (maşina în general este simplă şi uşoară, avînd circa 200 kg).

Maşina cu bandă are în plus următoarele mecanisme :

— pentru antrenarea benzii, un mecanism compus din : motor cuplaj, frînă etc ;

— pentru întinderea benzii, un mecanism compus din : tije şi şuruburi cu piuliţe, glisiere, prag de fixare etc ;

— dispozitive pentru deplasarea lagărelor fusurilor tamburelor care antrenează şi ghidează banda.

Mecanismele maşinilor, pentru cazul cînd în timpul ajustării stau suspendate în cîrligul podului rulant, se menţin acelea de la soluţia cu rulare pe sol, afară de cel de translaţie. În concluzie, analizînd din punct de vedere constructiv cele două maşini se constată că maşina pneumatică este mai simplă.

Din punct de vedere funcţional. Maşina cu bandă se deregleează uşor din cauza turaţiilor mari. Din acest motiv maşina cu bandă trebuie construită mai robust decît maşina pneumatică care nu are organe care să se deregleze. În ceea ce priveşte întreţinerea în timpul exploatării, maşina cu bandă este mai pretenţioasă decît maşina pneumatică.

În plus, schimbarea benzii se face cu oarecare greutate. Maşina pneumatică se manevrează mai uşor decît maşina cu bandă care este mai grea.

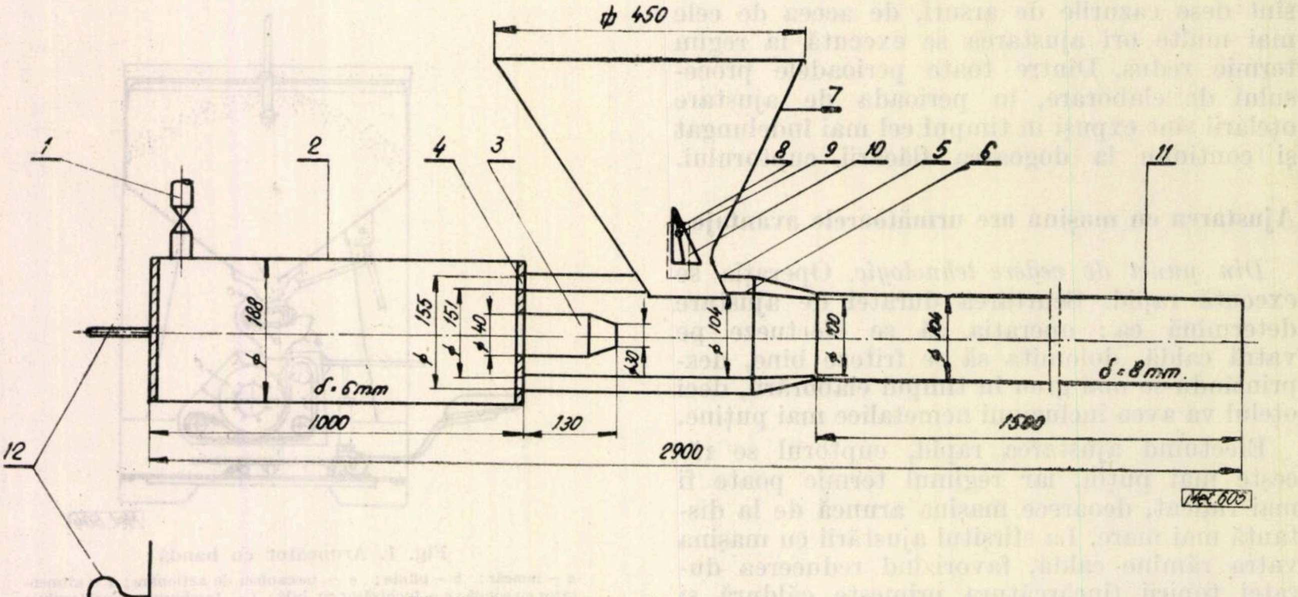


Fig. 2. Corpul principal al maşinii pneumatice:
1 – furtun de cauciuc şi ventil; *2* – camera pneumatică; *3* – duză; *4* – deschideri; *5* – tub exterior, camera de primire; *6* – tub interior, camera de primire; *7* – pîlnia de primire; *8* – cutia de aer; *9* – orificiul; *10* – pîlnia de dirijare; *11* – tub de injecţii; *12* – mîner de conducere.

Din punct de vedere economic. Maşina pneumatică fiind mai simplă se întreţine mai uşor, avînd un preţ de cost mai mic. În timpul exploatării banda se poate arde uşor. Maşina pneumatică fiind complet metalică nu este expusă atît de uşor la distrugeri.

Maşina cu bandă poate fi folosită pentru repararea vetrei şi pereţilor şi foarte puţin pentru repararea pragurilor de foc. Maşina pneumatică fiind mai manevrabilă şi neavînd elemente uşor inflamabile (bandă) poate foarte bine repara şi pragurile de foc.

Maşina cu bandă cînd se dereglează aruncă materialul de ajustat fie jos, fie lateral, fie în boltă, deci se face risipă de material de ajustat. Maşina pneumatică, avînd jetul grupat, nu duce la pierderi de dolomită în timpul ajustării şi aruncă mai precis.

Din cele arătate reiese că maşina pneumatică este mai avantajoasă.

PRINCIPIILE CONSTRUCTIVE ŞI DE CALCUL ALE MAŞINII PNEUMATICE (AVÎND ÎN VEDERE ŞI REALIZĂRILE DE PÎNĂ ACUM)

În figura 2 se prezintă funcţionarea maşinii pneumatice pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin.

Prin furtunul de aducere *1*, aerul comprimat pătrunde în camera pneumatică *2*, de unde se ramifică în două curente: curentul central din duza *3* şi curentul periferic prin deschiderile *4*. Dolomita din buncăr cade în pîlnia de primire *7* şi de aici în tubul interior al camerei de primire *6*, unde este antrenată de curentul central de aer şi condusă în tubul de injecţie *11*. Curentul periferic de aer (care circulă printre tuburile interior *6* şi exterior *5* ale camerei de primire) se uneşte cu curentul central la intrarea în tubul de injecţie, servind, ca şi curentul central, la antrenarea dolomitei, învingînd în special frecarea dintre dolomită şi tubul de injecţie. O mică parte din curentul periferic merge prin cutiile de aer *8*, orificiile *9* şi pîlniile de dirijare *10*, antrenînd dolomita din pîlnia de primire spre camera de primire. Dolomita din tubul de injecţie este antrenată de curentul de aer reunit şi aruncată la locul de ajustare.

O astfel de maşină s-a construit pentru prima dată la „Azovstal", în anul 1948, şi s-a constatat că la încercare ţeava de injecţie se înfunda de multe ori cu materialul de ajustat [1]. Înfundarea ţevii se explică prin funcţionarea maşinii la o presiune mai mică de 4 at şi prin folosirea dolomitei de granulaţie prea mare. Tot ca efect al acestor cauze (presiune mică şi dolomită cu granulaţie mare), deseori dolomita nu ajungea pînă la peretele din spate al cuptorului. Din calculele făcute de noi se constată că presiunea de 4 at era insuficientă pentru dimensiunile maşinii (adică insuficientă pentru debitul ce i se cerea). Ulterior, maşina s-a folosit întrebuinţînd aer comprimat la 6 at. În acest fel tubul de injecţie al maşinii nu se mai înfunda, iar dolomita ajungea la distanţa dorită. Din calculele noastre efectuate pentru o maşină cu un debit de 0,3 t dolomită pe minut, este necesară o presiune de 5,14 at.

Pentru a evita înfundarea maşinii la întîlnirea pîlniei de primire cu ţeava interioară a camerei, în această deschidere (zonă) s-au montat nişte tuburi injectoare.

După părerea noastră montarea tuburilor injectoare în această regiune este neraţională din două motive:

— deschiderea aceasta fiind mică, prin montarea tuburilor injectoare care ocupă şi ele un oarecare spaţiu, nu se face altceva decît să se mărească strangularea, iar tuburile injectoare (probabil montate cu scopul de a antrena dolomita din pîlnia de primire spre a evita înfundarea în această zonă), fiind montate atît de jos, aerul care vine prin ele nu poate antrena dolomita întrucît aceasta se află deasupra lor.

La maşina de la Combinatul metalurgic Reşiţa, se păstrează, în mare, ideea de construcţie a maşinii de la uzina ,,Azovstal'', dar se schimbă realizarea prin montarea dezaxată pe părţile stînga-dreapta ale pîlniei de primire a cîte unei pîlnii de dirijare, denumite aşa deoarece au ca scop să dea direcţia în jos aerului comprimat care iese prin cîte un orificiu la fiecare pîlnie — aşa după cum se vede în figura 3.

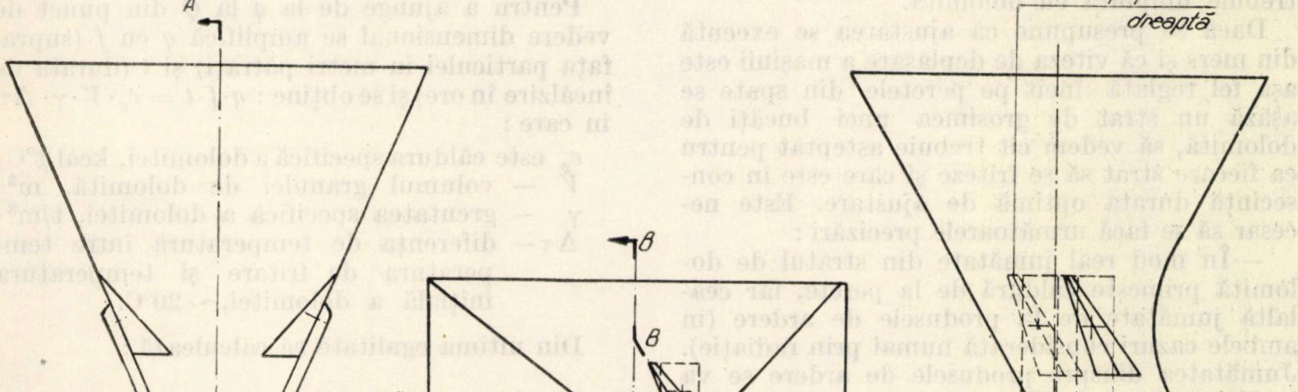


Fig. 3. Amplasarea pîlniilor de dirijare (vedere de sus).

Pîlniile de dirijare fiind montate mai sus (la acelaşi nivel, dar nu faţă în faţă, adică dezaxat, spre a evita şi mai mult îngustările de secţiune) nu mai micşorează deschiderea pîlnie-tub de primire şi au sub ele o cantitate de dolomită care poate fi antrenată, în locul ei venind alta de mai sus. În ceea ce priveşte înfundarea maşinii pe tubul de injecţie (şi la funcţionarea cu aer comprimat de 6 at) s-a constatat (din calculele noastre) că distribuţia aerului comprimat din camera pneumatică spre camera de primire este neraţional făcută din următoarele cauze: orificiul maşinii de la ,,Azovstal'' este de un diametru prea mic, iar deschiderile prin care trece aerul spre a merge prin exteriorul tubului de primire al camerei de primire sînt prea mari. În acest mod cele două curente de aer comprimat, denumite de noi central (prin duză) şi periferic (prin deschideri), stau într-un raport $\left(\frac{debit\ central}{debit\ periferic}\right)$ prea mic.

În acest fel debitul central nu satisface cerinţele dimensionale ale maşinii (dimensiunile din publicaţie conduc la un debit pentru care curentul central este insuficient). Pentru a evita acest defect constructiv la această maşină s-a mărit diametrul duzei şi s-a micşorat dimensiunile deschiderilor, astfel că se realizează o repartiţie mai egală a debitelor de aer. La maşina construită de noi se păstrează totuşi o viteză mărită a aerului prin duză (în special la ieşire) de cîteva ori mai mare decît viteza de lucru necesară (după cum rezultă din calculele pneumatice ale maşinii). Pentru a evita şi mai mult înfundarea ţevii injectoare cu dolomită, lungimea ţevii s-a făcut mai mică, aşa fel încît să asigure menținerea grupată pe traiectorie a jetului de dolomită. Scurtînd țeava de injecție se va folosi mai bine energia cinetică a aerului, avînd de împins o coloană de material de ajustat mai mică atît ca greutate, cît și ca lungime. Forța totală necesară va fi pentru injecția dolomitei mai scăzută cu valoarea greutății corespunzătoare lungimii scurtate și cu valoarea forței de frecare pentru această lungime.

Din cele arătate reiese că la soluția noastră s-au înlăturat defectele funcționale (ca efect al formelor și dimensiunilor constructive), iar mașina a dat rezultatele așteptate.

CALCULUL TIMPULUI DE FRITARE A DOLOMITEI, AL DURATEI DE AJUSTARE ȘI PRODUCTIVITATEA MAȘINII

Pentru a stabili durata în care se poate termina ajustarea, avînd în vedere că materialul de ajustat împroșcat în cuptor are nevoie de un timp anumit pentru a ajunge la o temperatură care să permită realizarea unei legături superficiale (fritare), se prezintă mai jos calculul timpului în care materialul se poate încălzi pînă la fritare. La nivelul zgurei, căptușeala refractară a cuptorului se erodează pe o adîncime de ordinul zecilor de milimetri, care apoi trebuie umplută cu dolomită.

Dacă se presupune că ajustarea se execută din mers și că viteza de deplasare a mașinii este așa fel reglată încît pe peretele din spate se așază un strat de grosimea unei bucăți de dolomită, să vedem cît trebuie așteptat pentru ca fiecare strat să se friteze și care este în consecință durata optimă de ajustare. Este necesar să se facă următoarele precizări :

— În mod real jumătate din stratul de dolomită primește căldură de la perete, iar cealaltă jumătate de la produsele de ardere (în ambele cazuri considerată numai prin radiație). Jumătatea dinspre produsele de ardere se va încălzi mai repede decît jumătatea dinspre perete, deoarece temperatura acestuia (a peretelui) este mai scăzută decît a produselor de ardere.

— Pentru a se prinde superficial bucățile de dolomită, nu este necesar ca centrul acestora să aibă temperatura unei anumite zone de la exterior, deci nu este necesar să se aștepte ca temperatura să se egaleze pe toată adîncimea stratului împroșcat.

— Avînd în vedere că există o compensare între faptul că de la perete vine căldura mai încet și faptul că jumătatea dinspre perete (cît și cea dinspre produsele de ardere) poate să nu aibă pînă la centru temperatura de fritare, se va efectua un singur calcul pentru jumătatea de dolomită expusă radiației flăcării, și se amplifică rezultatul cu 2, adică se ajunge la considerația că dolomita ar fi încălzită numai dinspre produsele de ardere.

Relația prin care se calculează căldura primită de granula de dolomită prin radiație de la gaze (produse de ardere) este :

$$q = C\left[\varepsilon_1\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \varepsilon_2\left(\frac{T_d}{100}\right)^4\right] \quad \text{în kcal/h și m}^2$$

suprafață de granulă,

în care :

C este coeficientul de emisie al corpului negru ;

ε_1, ε_2 — puterea de emisie a flăcării pentru temperatura absolută reală a flăcării (T_g), respectiv temperatura absolută la care trebuie încălzită dolomita pentru fritare (T_d). Pentru un anumit strat de produse de ardere în perioada de ajustare și pentru conținuturile respective de CO_2 și H_2O se pot calcula ε_1, ε_2 [2].

Pe de altă parte, cantitatea de căldură pe care dolomita trebuie s-o înmagazineze pentru a ajunge la temperatura de fritare * (minim 1500°C) se calculează cu relația generală :

$$Q = c_p \cdot V \cdot \gamma \cdot \Delta\tau, \text{ kcal.}$$

Pentru a ajunge de la q la Q din punct de vedere dimensional se amplifică q cu f (suprafața particulei în metri pătrați) și t (durata de încălzire în ore) și se obține : $q \cdot f \cdot t = c_p \cdot V \cdot \gamma \cdot \Delta\tau$, în care :

c_p este căldura specifică a dolomitei, kcal/t°C ;

V — volumul granulei de dolomită, m³ ;

γ — greutatea specifică a dolomitei, t/m³ ;

$\Delta\tau$ — diferența de temperatură între temperatura de fritare și temperatura inițială a dolomitei, ~ 20°C.

Din ultima egalitate se calculează :

$$t = \frac{c_p \cdot \gamma \cdot \Delta\tau \cdot V}{q \cdot f}.$$

Căldura specifică a dolomitei se calculează în funcție de compoziția medie a dolomitei folosind relația :

$$c_{p_m}\Big|_0^\tau = \frac{c_{p_{SiO_2}} \cdot \%\, Si\, O_2 + c_{p\,Ca\,O} \cdot \%\, Ca\, O + c_{p_{MgO}} \cdot \%\, MgO + c_{p_{Al_2O_3}} \cdot \%\, Al_2\, O_3 + c_{p_{F_2O_3}} \cdot \%\, F_2\, O_3 + \ldots}{100},$$

$$c_{p_{SiO_2.\ CaO,\ldots}}\Big|_0^\tau = c_0\,(1 + 0{,}0039\ \tau)$$

---

* Temperatura de sinterizare a dolomitei este de circa 1 600°C. Avînd în vedere că în cuptorul Siemens-Martin pe perete (și vatră) există un strat păstos îmbibat cu zgură din timpul elaborării (iar pe vatră din timpul evacuării, coborîrea zgurei în contact cu peretele) temperatura de sinterizare va scădea și în plus nici nu este necesar să se ajungă în aceste momente (ale ajustării) pînă la sinterizare, deoarece se poate continua procesul și în perioada de încărcare.

c_0 fiind un coeficient care are valori diferite pentru SiO_2, CaO, MgO etc. [3]. În acest mod s-a calculat timpul necesar pentru sudarea unui strat de grosimea medie a granulelor de dolomită. În funcţie de anumiţi factori (bazicitatea zgurei, durata de elaborare etc.) se poate stabili coroziunea totală şi în continuare cantitatea totală de dolomită, deci şi productivitatea maşinii [4].

Cunoscînd dimensiunile cordonului erodat din zona zgurei (unde eroziunea este mai puternică), se poate stabili numărul de straturi care trebuie sudate pentru aducerea la profil normal a acestei zone. În acest mod poate fi calculat timpul total de fritare şi deci viteza de reparare, pentru a nu se arunca prea mult material în timp scurt, care să nu se poată suda aşa de repede.

Dacă se notează cu t timpul necesar pentru sudarea unui strat de dolomită (minute), cu n — numărul de straturi, cu G_d — cantitatea de dolomită care se foloseşte pentru o ajustare (kg), rezultă productivitatea maşinii:

$$p = \frac{G_d}{t \cdot n} \text{ kg/min},$$

ştiut fiind că produsul $t \cdot n$ reprezintă timpul optim pentru sudarea superficială a întregii cantităţi de dolomită.

CALCULUL PNEUMATIC AL MAŞINII DE AJUSTAT

Diametrul echivalent de. Pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin, conform standardelor în vigoare, se întrebuinţează dolomită de dimensiuni cuprinse între 7—25 mm. Se poate considera dolomita cu o fracţie foarte restrînsă în jurul granulelor de 15 mm.

Nu se va folosi pentru ajustare dolomită mai mică de 7 mm, deoarece particulele sînt antrenate de produsele de ardere şi transportate (parţial) în camerele de zgură şi regeneratoare, şi nici mai mari de 25 mm, deoarece bucăţile mari se rostogolesc de pe perete la vatră, fritîndu-se şi mai greu. Presupunînd că se utilizează în majoritate dolomită cu dimensiuni de 15 mm şi admiţînd forma granulelor ca fiind sferică (în scopul simplificării unor calcule), se va lucra în calcule cu diametrul echivalent, $de = 15$ mm.

Viteza de lucru V_l. Prin viteza de lucru se înţelege viteza necesară pentru transportul unui material cu ajutorul aerului comprimat. În loc de viteză de lucru se poate spune viteză de transport. Ca mărime, viteza de lucru trebuie să fie mai mare decît viteza critică (care este viteza de plutire) de 1,5—3 ori în funcţie de amplasarea pe verticală a traseului de transportat material, prin intermediul transportului pneumatic.

$V_l = 1{,}5\ V_c$, în care 1,5 este un coeficient ales avînd în vedere că pe traseu materialul de ajustat nu este transportat pe înălţime, iar V_c este viteza critică care se calculează cu relaţia:

$$V_c = 4\sqrt{k \cdot \gamma_d \cdot de},$$

în care

k este un coeficient majorat care pentru cazul nostru are o valoare de 1,2.

Unităţile de măsură ale factorilor relaţiei de mai sus sînt următoarele: V_c în m/s; γ_d (greutatea specifică a dolomitei) în kg/m³ iar de în metri.

Debitul de aer necesar se calculează făcînd uz de expresia dozajului volumetric mediu d_v:

$$d_v = \frac{V_d}{V_a} = \frac{1}{200} \dots \frac{1}{300},$$

notînd cu V_d volumul de dolomită în kg/min şi cu V_a volumul de aer.

$V_a \approx 250\ V_d$ (dacă se foloseşte dolomită cu granule şi mai mari de 25 mm este indicată egalitatea $V_a = 300\ V_d$).

Diametrul furtunului de aducere a aerului comprimat de la reţea d se poate calcula în modul următor:

$$\frac{\pi d^2}{4} = \frac{V_a}{60\sqrt{2g\,\frac{p-1}{\gamma_a}\,10^4}}, \text{ exprimate astfel:}$$

d este diametrul, mm;
V_a — volumul de aer, Nm³/min;
g — acceleraţia gravitaţiei, 9,81 m/s²;
p — presiunea aerului comprimat, kg/cm² (at);
γ_a — greutatea specifică a aerului (1,293 kg/Nm³).

De aici rezultă:

$$d = \sqrt{\frac{4\,V_a}{60\,\pi\sqrt{2g\,\frac{p-1}{\gamma_a}\,10^4}}}, \text{ în metri.}$$

Diametrul ţevii injectoare (conducta de injecţie):

$$d_{ci} = \sqrt{\frac{4\,V_d}{\pi V_l}},$$

în care:

V_d este dat în m³ dolomită/min;
V_l — în m/min şi se obţine valoarea d_{ci} în m.

Calculul pierderilor de presiune H se face astfel:

a — pierderile de presiune în cazul transportului dolomitei şi aerului de la intrarea în camera de primire pînă la ieşirea de pe conducta de injecţie h_{tot};

b — pierderile de presiune prin frecări h_f;

c — pierderile de presiune prin rezistenţe locale h_r, ambele (b şi c) pentru aer comprimat pe traseul reţea-cameră de primire.

Pierderile de presiune calculate după metoda indicată se pot prezenta după modelul din tabela 1.

Presiunea necesară aerului pentru transportul dolomitei se calculează în modul următor:

$$h_{tot} = (h_d + h_s)\,\frac{\gamma\ amestec\ (dolomită + aer)}{\gamma a},$$

în care:

h_d este presiunea dinamică necesară transportului dolomitei (cît şi al aerului pe acelaşi traseu);

h_s presiunea statică, necesară învingerii frecărilor de-a lungul traseului şi rezistenţele datorită schimbărilor de secţiune;

γ *amestec* — greutatea specifică a amestecului de aer şi dolomită

$$\gamma_{am} = \frac{G_a + G_d}{V_a},$$

G_a şi G_d fiind greutatea aerului respectiv a dolomitei în kilograme pe minut.

Tabela 1

Felul pierderii de presiune	Zona sau traseul	Relaţii şi expresii numerice	Valoarea pierderilor de presiune, mm col. apă
Pentru transportul dolomitei	De la intrarea în camera de primire şi pînă la ieşirea din ţeava de injecţie	$h_{tot} = (h_d + h_s)\frac{\gamma amestec}{\gamma aer} = (385 + 1\,140)\frac{8{,}3}{1{,}293}$ $h_d = \frac{\gamma a \cdot V_l^2}{2g}(0{,}7\,dg + 1) =$ $= \frac{1{,}293 \cdot 35^2}{2 \cdot 9{,}81}(0{,}7 \cdot 5{,}4 + 1) = 385$ mm col. apă $h_s = \xi_{tot} \cdot h_d = 2{,}98 \cdot 385 = 1\,140$ mm col. apă	9 750
Prin frecări	În furtunul de aducere a aerului comprimat de la reţea la maşină	$h_{f_1} = k_1 \frac{V_0^2}{2g}\gamma_v a\,(1 + \alpha t) =$ $= 0{,}53\,\frac{750^2}{2 \cdot 9{,}81}\,1{,}293\left(1 + \frac{20}{273}\right)$	21 080
	În camera pneumatică	$h_{f_2} = 0{,}2\,\frac{31^2}{2 \cdot 9{,}81}\,1{,}293\left(1 + \frac{20}{273}\right)$	13,5
	Prin duză	h_{f_3} ; $k_3 = 0{,}112$; $V_0 = 380$ m/s	1 940
	Exteriorul camerei de primire	h_{f_4} ; $k_4 = 0{,}096$; $V_0 = 33{,}2$ m/s	745
	Totalul pierderilor de presiune prin frecări	$h_f = h_{f_1} + h_{f_2} + h_{f_3} + h_{f_4}$	23 778,5
Prin rezistenţe locale	Ventilul de la camera pneumatică	$h_{r_1} = \xi_1 \cdot \frac{V_0^2}{2g}\gamma_{oa}(1 + \alpha t) =$ $= 0{,}55\,\frac{391^2}{29{,}81}\,1{,}293\,(1 + \alpha t)$	5 970
	Intrare în duză	h_{r_2} ; $\xi_2 = 0{,}45$; V_0 *mediu* $= 152$ m/s	753
	Obturarea duză la ieşire	h_{r_3} ; $\xi_3 = 0{,}2$; $V_0 = 379$ m/s	2 040
	Lărgirea de secţiune duză-camera primire	h_{r_4} ; $\xi_4 = 0{,}9$; $V_0 = 267$ m/s	4 540
	Prin deschideri	h_{r_5} ; $\xi_5 = 0{,}5$; $V_0 = 274$ m/s	2 660
	Obturarea la intersecţia pîlniei de primire cu tubul exterior al camerei de primire	h_{r_6} ; $\xi_6 = 0{,}125$; $V_0 = 42{,}5$ m/s	16,2
	Obturarea la ieşirea din camera de primire	h_{r_7} ; $\xi_7 = 0{,}7$; V_0 mediu $= 268$ m/s	3 570
	Totalul pierderilor de presiune prin rezistenţe locale	$h_{r_{tot}} = \sum_1^7 h_{r_i}$	19 531,2
Pierderi totale de presiune H		$h_{tot} + h_f + \sum^7 h_{r_i} = H$	53 060 mm col. apă sau 5,14 at

h_d rezultă în mm col. apă și se calculează astfel:

$$h_d = \frac{\gamma_a \cdot V_l^2}{2g}(0{,}7\ dg + 1),$$

în care:

γ_a este dat în kg/Nm³;

V_l — în m/s;

g — în m/s²,

d_g fiind dozajul gravimetric calculat astfel:

$$d_g = \frac{G_d}{G_a}.$$

h_s în mm col. apă se calculează în modul următor:

$$h_s = \xi_{tot} \cdot h_d;$$

$$\xi_{tot} = \xi_c + \xi_s,$$

în care:

ξ_{tot} este pierderea totală de presiune;

ξ_c — frecările dolomitei în lungul conductei de primire și a celei de injecție:

$\xi_c = 0{,}02\,\frac{l}{A}$, în care l este lungimea traseului în m, iar A secțiunea conductei în m²;

ξ_s — rezistența locală la schimbarea de secțiune (la ieșirea din camera de primire):

$\xi_s = \left(\frac{A_{cp}}{A_{ci}} - 1\right)^2$; A_{cp} și A_{ci} fiind secțiunea tubului interior al camerei de primire, respectiv a conductei de injecție.

Pierderile de presiune prin frecări $h_{f_{tot}}$ se calculează avînd în vedere următoarele porțiuni de traseu:

— în furtunul de aducere de la rețea;
— în camera pneumatică;
— prin duză;
— exteriorul camerei de primire.

Pentru toate aceste trasee se folosește în mod diferit relația de mai jos:

$$h_f = k\,\frac{V_0^2}{2g}\,\gamma_{0a}\,(1 + \alpha t),\ \text{în mm col. apă},$$

în care:

k este coeficientul de frecare de pereții furtunului,

$k = 0{,}04\,\frac{l}{d_h}$; l fiind lungimea traseului, iar d_h diametrul hidraulic calculat astfel:

$$d_h = \frac{4A}{p},$$

în care:

A este secțiunea traseului;

p — perimetrul traseului.

În relația h_f:

V_0 este viteza aerului pe traseu în condiții normale;

γ_{0a} — greutatea specifică a aerului în condiții normale (765 mm col. Hg și 0°C);

$$\alpha = \frac{1}{273};$$

$$t \cong 20°\text{C}.$$

Insumînd pierderile de presiune de pe cele patru trasee se obțin pierderile totale de presiune prin frecări:

$$h_{f_{tot}} = \sum h_f.$$

Pierderile de presiune prin rezistențe locale $h_{r_{tot}}$ în mm col.apă se calculează pentru următoarele puncte și zone:

— ventilul de la camera pneumatică;
— intrarea aerului în duză;
— îngustarea duzei la ieșire;
— lărgirea de secțiune duză-cameră de primire;
— prin deschideri;
— strangulare la intersecția pîlniei de primire cu tubul exterior al camerei de primire;
— strangulare la ieșirea din camera de primire (întîlnirea celor două curente).

Pentru toate se poate folosi în mod diferit relația:

$$h_r = \xi\,\frac{V_0^2}{2g}\,\gamma_0 a\,(1 + \alpha t),$$

în care ξ este coeficientul de frecare prin rezistențe locale. ξ se calculează în mod diferit pentru fiecare zonă a traseului, folosind în acest scop tabelele I.P.R.O.M.E.T. sau datele din literatură.

$$h_{r_{tot}} = \sum hr.$$

Pierderile totale de presiune H reprezintă însumarea tuturor pierderilor de presiune de la rețea și pînă ce dolomita ajunge pe traiectorie (părăsește mașina):

$$H_{tot} = h_{tot\ f} + \sum h_f + \sum h_r\,.$$

Concluzii. În acest mod a fost proiectată mașina pneumatică pentru repararea vetrelor cuptoarelor la oțelăria Siemens-Martin a C.M.R. Din calculul pneumatic pentru un debit al mașinii de 300 kg dolomită pe minut, a rezultat o pierdere totală de presiune de 5,14 at, ceea ce reprezintă și presiunea minimă de lucru pentru condițiile arătate mai sus.

În tabela 2 se prezintă pierderile de presiune calculate după metoda indicată mai sus.

Tabela 2

Felul pierderii de presiune	Zona sau traseul	Valoarea pierderii de presiune în mm col. apă
Pentru transportul dolomitei	De la intrarea în camera de primire şi pînă la ieşirea din ţeava de injecţie	9 750
Prin frecări	În furtunul de aducere de la reţea la maşină (l = 40 m, diametrul = 0,4 mm)	21 080
	În camera pneumatică	13,5
	Prin duză	1 940
	Exteriorul camerei de primire	745
	Total pierderi de presiune prin frecări	23 778,5
Prin rezistenţe locale	Ventilul de la camera pneumatică	5 970
	Intrare în duză	735
	Obturarea duzei la ieşire	2 040
	Lărgirea de secţiune duză-cameră de primire	4 540
	Prin deschideri	2 660
	Obturare la intersecţia pîlniei de primire cu tubul exterior al camerei de primire	16,2
	Obturare la ieşirea din camera de primire	3 570
	Total pierderi de presiune prin rezistenţe locale	19 531,2
Pierderi totale de presiune H		53060 mm col. apă sau 5,14at

Maşina proiectată după această metodă a avut o productivitate de 250—300 kg dolomită pe minut, ceea ce înseamnă că procedeul de calcul este corespunzător.

Echilibrarea maşinii şi dimensionării principale. După stabilirea productivităţii maşinii se poate trece la calculul dimensional al principalelor părţi constructive. Se va arăta în continuare că la dimensionarea buncărului maşinii, este indicat ca înclinarea feţelor laterale faţă de orizontală să fie minimum 50°, pentru a avea cu siguranţă o coborîre uşoară a dolomitei. În ceea ce priveşte secţiunea părţii inferioare a buncărului este necesar a fi de minimum 250×250 mm, pentru a evita formarea bolţii naturale la scurgerea dolomitei. Deschiderea între pîlnia de primire şi camera de primire trebuie să aibă o lăţime minimă de 80 mm pentru a evita înfundarea acestei zone, în cazul în care nu se montează pîlniile de dirijare. Pentru echilibrarea maşinii trebuie calculată greutatea fiecărei părţi şi să se ţină seama şi de dolomita din maşină din timpul funcţionării.

$$G_{total} = \sum Fi = R \text{ (rezultanta).}$$

Centrul de greutate (punctul de aplicaţie al rezultantei) se calculează din relaţia momentelor în raport cu axa Oy, adică :

$$X_0 = \frac{\sum F_i X_i}{\sum F_i}.$$

Calculul pentru determinarea centrului de greutate se face odată pentru maşina goală (X_0) şi odată pentru maşina plină cu dolomită după care prin media aritmetică rezultă un punct de echilibrare comun.

Dimensionarea mecanismelor maşinii. Calculul puterii motorului pentru deplasarea maşinii se face cu formula :

$$N = \frac{W \cdot v}{102\ \eta_{tot}} \text{ în kW,}$$

în care :

W este rezistenţa la deplasare, kg ;
v — viteza de deplasare a maşinii, $\sim$ 50 m/s ;
η_{tot} — randamentul total al transmisiei, 0,8.

Rezistenţa la deplasare se calculează astfel :

$$W = \beta G \cdot w, \text{ în kg ;}$$

în care :

β este coeficientul de frecare suplimentară (pentru lagăre de alunecare) $\beta \sim 1,4$;
G — greutatea totală a maşinii, kg ;
w — rezistenţa la rulare calculată astfel : $w = \frac{\mu d + 2\ k}{D}$;
μ — coeficientul de frecare în lagărele de alunecare ale roţilor, $\sim$ 0,1 ;
k — coeficientul de frecare la rostogolire, $\sim$ 0,05 ;
d — diametrul axului roţii de deplasare a maşinii ;
D — diametrul de rulare a roţii de deplasare a maşinii.

După calculul puterii motorului se face verificarea acestuia, pentru ca valoarea raportului între momentul de demarare şi momentul nominal să fie subunitară. Cuplajul şi frîna se aleg în funcţie de valoarea momentului nominal, ştiind că momentul de frînare trebuie să fie de 2,5 ori mai mare decît momentul nominal.

La alegerea rulmenţilor pentru mecanismele de oscilare în plan vertical (rulmenţi radiali) şi rotire în plan orizontal (rulmenţi axiali fig. 4 *a*, *b*) trebuie să se ţină seama că din cauza temperaturii la care lucrează maşina, capacitatea de încărcare a rulmenţilor scade cu circa 40% (pentru temperatura pînă la 250°C), adică factorul de timp va avea valoarea $f_t = 1,4$.

Restul elementelor transmisiei se calculează ca simple organe de maşini.

Traiectoria jetului materialului de ajustat este identică traiectoriei proiectilului pentru coordonatele respective.

Viteza de aruncare este $V_0 = 0,8\ V$ reală în camera de primire, m/s.

Calculul unghiului de înclinare al maşinii α este $\sin 2\alpha = \frac{g \cdot x}{V_0^2}$, în care x este distanţa de aruncare.

Unghiul α stabileşte poziţia maşinii pentru ca dolomita să se înscrie pe traiectoria necesară ajungerii pînă la locul de aruncare. Din calculul valoric pentru α, avînd în vedere distanţele de aruncare pentru repararea cuptoarelor Siemens-Martin, rezultă pentru α valori mici, din care se deduce că dolomita nu trebuie condusă prea mult pe ţeava de injecţie, adică lungimi mai mari decît 1,5 m ale ţevii de injecţie sînt nejustificate (nu sînt necesare decît numai dacă se aruncă de la distanţe mari faţă de cuptor).

Maşina, ca principiu de funcţionare cît şi ca realizare din punct de vedere constructiv, nu ridică probleme complicate. Construirea maşinii poate fi făcută cu mijloacele locale ale oţelăriei, cerînd investiţii mici. Alimentarea cu energie electrică şi cu aer comprimat se asigură astfel :

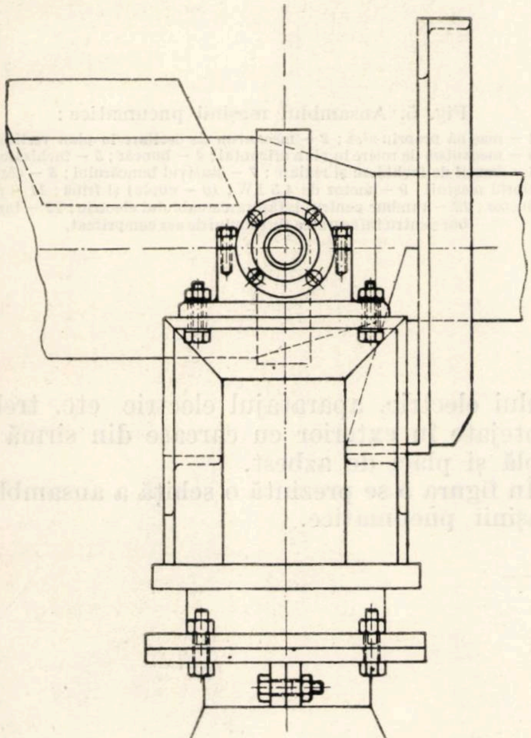


Fig. 4 *a*. Mecanismul de oscilare în plan vertical şi mecanismul de rotire în plan orizontal (vedere laterală).

— pentru alimentarea cu energie electrică maşina va avea la fiecare cuptor un cablu de aducere cu priză. Lungimea cablului poate fi aleasă pentru a putea ajusta şi două cuptoare de la o priză ;

— alimentarea cu aer comprimat se va face printr-un furtun de cauciuc, făcîndu-i-se legătura la fiecare cuptor.

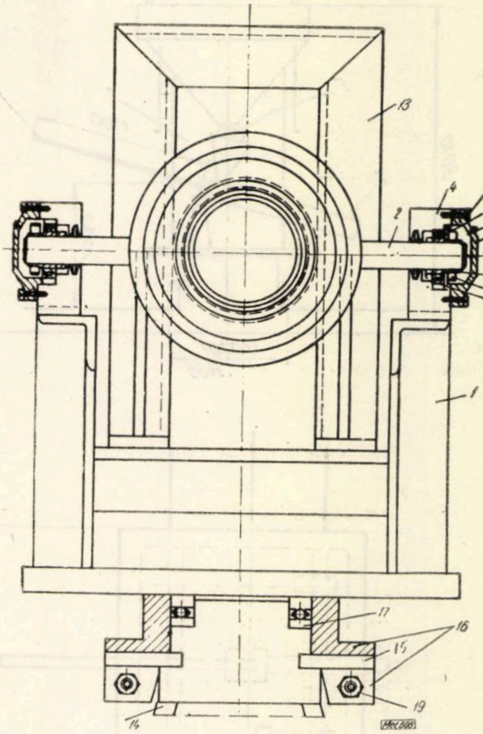


Fig. 4 *b*. Mecanismul de oscilare în plan vertical MOPV şi mecanismul de rotire în plan orizontal MRPO (secţiune) :

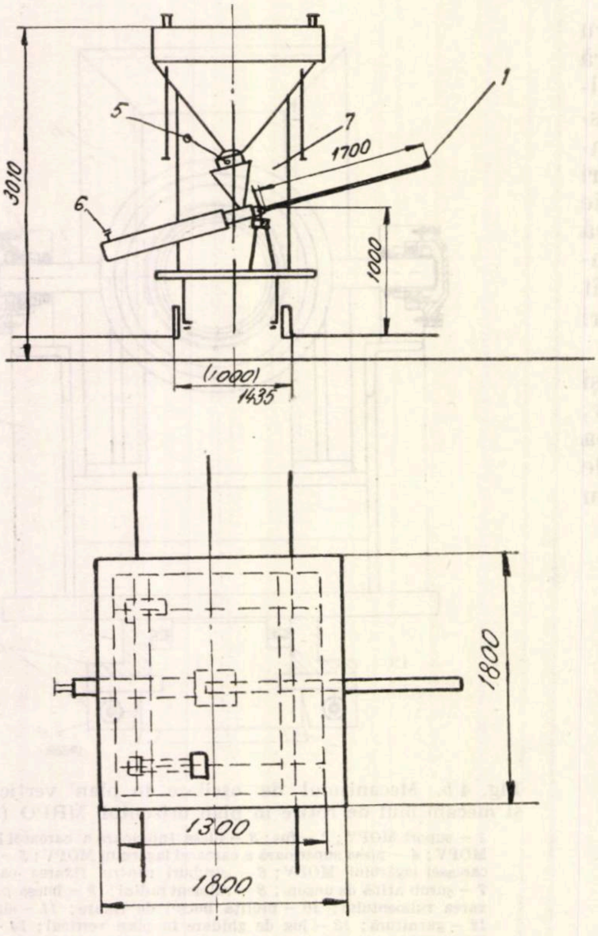
1 — suport MOPV ; *2* — fus ; *3* — piesa inferioară a carcasei lagărului MOPV ; *4* — piesa superioară a carcasei lagărului MOPV ; *5* — capacul carcasei lagărului MOPV ; *6* — şuruburi pentru fixarea capacului ; *7* — şurub aripă de ungere ; *8* — rulment radial ; *9* — bucşa pentru fixarea rulmentului ; *10* — piuliţa bucşei de fixare ; *11* — siguranţă ; *12* — garnitură ; *13* — jug de ghidare în plan vertical ; *14* — suport MRPO ; *15* — inel de solidarizare ; *16* — flanşă de solidarizare ; *17* — rulment axial ; *18* — placă suport ; *19* — şuruburi de fixare.

La Reşiţa s-a construit şi s-a experimentat o astfel de maşină şi a dat rezultate satisfăcătoare (presiunea minimă a aerului comprimat 5—5,5 at).

La maşina construită, pîlniile de dirijare concepute de noi nu s-au mai montat, iar maşina nu s-a înfundat, dolomita curgînd în mod continuu în camera de primire.

Pentru deplasarea maşinii pe platforma cuptoarelor se vor monta şine cu ecartamentul dorit (pentru stabilitate este indicat ecartamentul normal). Maşina poate fi instalată şi pe electrocar. O astfel de maşină, pe lîngă avantajele economice şi din punct de vedere al producţiei, uşurează mult munca omului.

Folosirea unei astfel de maşini va înlătura munca cea mai grea de la cuptoare, oţelarii fiind scutiţi de a mai veni timp de 15—60 de minute în contact cu radiaţiile flăcării. De data aceasta mai rămîne în faţa cuptorului un singur oţelar, care mînuieşte maşina şi care nu se mai află la distanța de 1 m de cuptor ci la o distanță de 3,5 m și în spatele mașinii unde scade mult efectul radiațiilor. Pentru a proteja și mai mult pe mînuitorul mașinii, în fața acestuia se poate instala o plasă din sîrmă. În timpul ajustării, oțelarul va trebui să fie dotat cu tot echipamentul de protecție conform dispozițiilor generale de tehnica securității și măsurilor de protecția muncii specifice locului de producție.



Se înlătură prin folosirea mașinii munca depusă în condiții grele.

În ceea ce privește protecția mașinii se vor lua următoarele măsuri : motorul, cuplajul, frîna, reductorul, toba pentru înfășurarea cablului electric, aparatajul electric etc. trebuie protejate în exterior cu carcase din sîrmă sau tablă și plăci de azbest.

În figura 5 se prezintă o schiță a ansamblului mașinii pneumatice.

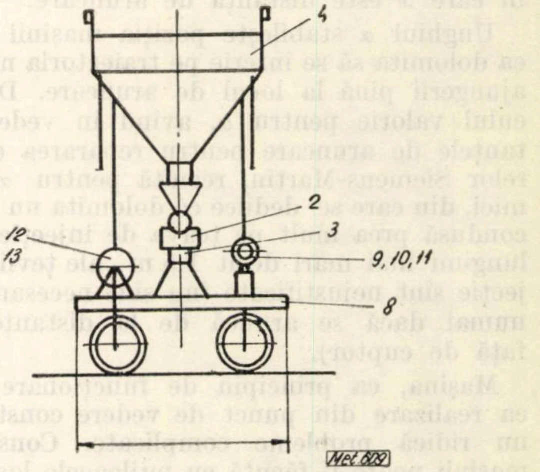


Fig. 5. Ansamblul mașinii pneumatice :

1 – mașină propriu-zisă ; 2 – mecanism de oscilare în plan vertical ; 3 – mecanism de rotire în plan orizontal ; 4 – buncăr ; 5 – închizător ; 6 – ventil de închidere și reglare ; 7 – stativul buncărului ; 8 – căruciorul mașinii ; 9 – motor de 4,5 kW ; 10 – cuplaj și frînă ; 11 – reductor ; 12 – tambur pentru înfășurarea cablului electric ; 13 – tambur pentru înfășurarea furtunului de aer comprimat.

construcția de mașini

CZ 621.431.05 : 629.114.2.07

Eficacitatea măsurilor de îmbunătățire a calității motoarelor de tractor în exploatare

Ing. IVAN ERLITZ, ing. DAN ABĂITĂNCEI, ing. IOSIF SOARE
Institutul politehnic — Brașov

Tractorul romînesc, mașină cu caracteristici tehnice superioare, și-a căpătat un prestigiu binemeritat atît în țară cît și în străinătate. Ridicarea continuă a indicilor tehnicoeconomici ai acestui tractor în diferitele sale variante constituie una dintre sarcinile principale atît ale lucrătorilor din uzina producătoare și întreprinderile colaboratoare cît și ale celor din unitățile de exploatare.

În acest articol se analizează unele aspecte ale comportării motorului de tractor în exploatare și se propun unele soluții care să contribuie la îmbunătățirea continuă a calității lui.

Pentru aplicarea în practică a sarcinilor trasate cu privire la ridicarea și îmbunătățirea calității produsului, uzinele producătoare au întreprins o serie de acțiuni și au pus în aplicare un număr însemnat de măsuri.

Termometrul cel mai obiectiv în aprecierea rezultatelor acestor măsuri este comportarea produsului în exploatare. Natural că obiecțiile sau rezultatele din exploatare nu trebuie să fie denaturate în urma unor condiții de lucru sau manipulări anormale. Astfel, comportarea în exploatare a produsului sub aspectul aprecierii beneficiarului se reflectă prin volumul de reclamații sosite la uzina producătoare. Dacă la analiza acestor reclamații se vor elimina defectele cauzate în urma unor condiții de lucru anormale (suprasolicitări, greșeli de manipulare în timpul lucrului, nerespectarea prescripțiilor de întreținere etc.), se va obține o imagine a comportării produsului în general.

Urmărind în detaliu anumite probleme privind comportarea în exploatare a produsului, în urma unor măsuri speciale introduse cu scopul exclusiv de a îmbunătăți indicele de exploatare, se pot trage concluzii prețioase cu privire la eficacitatea modificărilor introduse.

Deoarece eficacitatea calitativă și economică a măsurilor de îmbunătățire nu se poate reflecta în exploatare decît rareori prin rezultate imediate, este necesar ca aplicarea lor să se facă pe bază de studii sau experimentări bine documentate și ca ele să fie urmărite un timp suficient de lung, după introducerea lor, pentru a se putea trage concluzii definitive. Este o condiție esențială ca îmbunătățirile sau modificările să satisfacă cel puțin în măsură egală interesele fabricației și cele ale exploatării; o apreciere unilaterală poate avea rezultate negative.

Fabricația în serie sau serie mare a unui produs se bazează pe o documentație tehnică definitivă în urma rezultatelor obținute la probe de omologare și încercarea lotului zero. Astfel, teoretic, beneficiarul primește și recepționează un produs care trebuie să fie în absolută concordanță cu această documentație verificată și acceptată de organul respectiv în drept.

În realitate, dezvoltarea tehnică, progresul, tendința de îmbunătățire calitativă și reducerea prețului de cost nu permit ca această documentație de bază să fie ceva rigid. Existînd modalități legale de modificare a documentației de bază, se ajunge în situația ca, la un moment dat, produsul livrat să difere mai mult sau mai puțin de cel inițial acceptat prin omologare.

În cele ce urmează, se vor arăta cîteva aspecte ale acestei probleme, din care se poate trage concluzia că, privită în ansamblu, calitatea motorului de tractor are o tendință continuă de creștere, fapt ce rezultă în urma datelor din exploatare; sînt însă și unele aspecte care necesită o rezolvare îmbunătățită față de metodele aplicate pînă în prezent.

Analiza eficacității în exploatare a modificărilor de îmbunătățire a motorului de tractor

Dacă se analizează eficacitatea măsurilor de îmbunătățire în exploatare trebuie să se studieze următoarele etape:

1. În primul rînd se impune o verificare detaliată a documentației tehnice care stă la baza fabricației produsului. Verificarea cuprinde o confruntare a desenelor de construcție cu planurile de operații. Condiția de bază a obținerii unei calități corespunzătoare este respectarea unei discipline tehnologice

riguroase în prelucrarea diferitelor piese. Aplicarea unei tehnologii modificate, — cîte odată chiar numai în măsură aparent neînsemnată — din cauza lipsei de utilaj, dispozitive sau scule corespunzătoare, poate avea urmări negative în comportarea pieselor sau a ansamblului la o funcţionare în anduranţă. Numai concordanţa între desenul de execuţie, planul de operaţii şi metoda de lucru efectiv aplicată la locul de muncă garantează realizarea unor piese corespunzătoare şi asigură condiţiile necesare în munca de control a delegatului beneficiarului, în activitatea sa de recepţionare.

În acest domeniu se întîlnesc în mod obişnuit două dificultăţi: lipsa parţială a instrumentelor adecvate de măsurat şi lipsa unei metode suficient de obiective în vederea aprecierii măsurii în care s-a realizat calitatea suprafeţelor prelucrate. Dacă în primul caz — întîlnit mai rar — se găseşte în general o ieşire prin aplicarea metodelor de măsurat improvizate, rezolvarea celei de-a doua deficienţe este mult mai grea. Avînd în vedere importanţa deosebită asupra durabilităţii în exploatare a calităţii suprafeţei prelucrate, ar fi necesar să se revizuiască şi să se definitiveze normele cu privire la clasificarea calităţii suprafeţei, punînd totodată la dispoziţia atelierelor instrumente practice şi uşor de manipulat în vederea unei aprecieri obiective, eliminînd pe cît posibil aprecierile prin comparare vizuală cu etaloane, metodă care dă naştere la discuţii, interpretări şi aprecieri subiective.

Realizarea unei calităţi corespunzătoare a suprafeţei prezintă mare importanţă deoarece, la piese de mare uzură, cămăşi de cilindru, pistoane, fusurile arborelui cotit, cuzineţii, supapele etc., influenţează în mod categoric asupra frecvenţei de înlocuire a lor.

2. În al doilea rînd trebuie să se verifice corespondenţa între materialul prevăzut în documentaţia tehnică şi cel efectiv utilizat pentru confecţionarea piesei respective.

Materialul indicat în documentaţia tehnică iniţială a fost ales în urma unei analize temeinice din toate punctele de vedere. Astfel, dacă uzina producătoare, din motive obiective, este nevoită să admită o înlocuire de material, aceasta trebuie să fie bine studiată şi justificată.

Înainte de a analiza cauzele înlocuirii de materiale trebuie să se arate că uneori defectele din exploatare sau scăderea calităţii şi rezistenţei la uzură se explică chiar prin neatenţii ivite la uzinele producătoare de materii prime. Marcarea greşită, transporturi cu sortiment de materiale inversate sau—mai rar—necorespondenţa caracteristicilor impuse materialului prin norme sau STAS, pot avea urmări foarte grave în exploatare. Pentru a sublinia şi mai mult importanţa acestei laturi a problemei se dă un singur exemplu: la fabrica producătoare de demaroare se inversează materialul pentru confecţionarea pinionului. În loc de material de cementaţie se fabrică piesele din material de îmbunătăţire. Conform procesului tehnologic se aplică un tratament termic de cementare şi călire. Greşala nu se observă decît la primele cazuri de rupere a danturii pinionului, cînd nu se mai poate reconstitui, nici prin apreciere, cantitatea de piese executate din material inversat.

Motivele de înlocuire a materialului prescris în documentaţia iniţială pot fi diferite: cele mai frecvente sînt înlocuirile temporare cu material avînd caracteristici apropiate, din cauza lipsei momentane a materialului prescris. Efectul acestei înlocuiri asupra calităţi în exploatare poate fi urmărit foarte greu

În mod obişnuit, efectul negativ al acestor înlocuiri de materiale se manifestă prin creşterea lentă sau foarte lentă a uzurilor.

Un alt motiv de înlocuire a materialului poate să fie reducerea consumului de materiale scumpe, reducerea greutăţii produsului sau eventual chiar îmbunătăţirea comportării în exploatare. În aprecierea înlocuirii materialelor intervine în acest caz o serie de considerente a căror nerespectare poate aduce foarte uşor rezultate negative, reflectîndu-se în exploatare printr-un consum mărit de piese de schimb.

Un exemplu este efectul unor măsuri luate în vederea reducerii greutăţii motorului. Astfel, pentru reducerea greutăţii motorului de tractor, s-a înlocuit materialul cîtorva repere (corpul termostatului, suportul axului culbutorilor, fulia de la pompa de apă, capacul din faţă al motorului), executate pînă atunci din fontă, prin aluminiu. Chiar după un timp relativ scurt de exploatare s-a constatat o cerere neobişnuită de piese de schimb pentru aceste repere. Căutînd motivele s-a constatat că prin înlocuirea materialului s-a redus atît rezistenţa la solicitări cît şi la uzură şi că aceste repere — cerute pînă atunci numai în limita numărului obişnuit al pieselor de schimb — au devenit deodată repere strangulante sub aspectul aprovizionării. La unele din ele consumul a crescut pînă la de şase ori faţă de consumu lobişnuit al reperului executat din fontă.

Pentru înlocuirea unei piese confecţionate din material scump s-au înlocuit cuzineţii din bronz de plumb cu cuzineţi cu carcasă din tablă de oţel şi material de antifricţiune din aliaj de aluminiu. Piesele noi fiind executate în condiţii tehnice corespunzătoare au dat rezultate foarte bune; s-a putut reduce în mod considerabil costul pieselor pentru fabricaţia de serie şi piese de schimb; nu s-a înregistrat nici un fel de efect negativ asupra frecvenţei de înlocuire a acestor cuzineţi.

Aceste exemple arată importanţa deosebită pe care o au — la orice modificare, aparent lipsită de importanță — studierea în mod temeinic și experimentarea pînă la obținerea rezultatelor concludente.

3. În al treilea rînd trebuie să se urmărească eficacitatea în exploatare a modificărilor constructive aduse documentației tehnice inițiale pentru îmbunătățirea construcției, îmbunătățirea indicelui de exploatare, ușurarea tehnologiei de fabricație etc., legate — natural — de fiecare dată, de reducerea prețului de cost. În special sub aspectul reducerii prețului de cost, modificarea introdusă trebuie să aibă justificare cel puțin egală sub aspectul fabricației ca și al exploatării. În foarte multe cazuri, făcîndu-se o apreciere unilaterală, nu se atinge scopul final și modificarea are un efect numai aparent pozitiv, în realitate efectul putînd fi chiar negativ.

Pentru exemplificare se citează modificarea adusă sistemului de aerisire a filtrului de motorină. La construcția inițială, aerisirea se făcea prin intermediul unui robinet așezat la partea superioară a corpului filtrului. Robinetul comunică cu o țeavă condusă de-a lungul filtrului, iar motorina este dirijată în timpul aerisirii spre partea de jos a băii de ulei pentru a se putea prelinge în părțile laterale ale motorului. În cazul terminării aerisirii, prin închiderea rapidă a robinetului se oprește scurgerea în timpul cel mai scurt și pierderile de motorină sînt reduse la minimum. Pentru reducerea prețului de cost, robinetul și țeava de scurgere au fost suprimate. Rezultatul este că aerisirea se face prin deșurubarea directă a unui dop și, la terminarea aerisirii, toată motorina — în lipsa conductei de scurgere — se împrăștie pe blocul de cilindri în special pe demaror (care, conform instrucțiunilor, trebuie ferit de contactul cu combustibilul), iar oprirea jetului de motorină depinde numai de dexteritatea manipulantului, adică de viteza și dibăcia cu care este în stare să înșurubeze dopul de aerisire în corpul filtrului de motorină. Această măsură de îmbunătățire unilaterală a avut deci ca efect o reducere de preț, dar, în schimb, din punct de vedere al exploatării, a creat o situație mai defavorabilă decît cea inițială.

Un exemplu asemănător de modificare a construcției este suprimarea filtrului grosolan de combustibil la intrarea în pompa de injecție. Așezarea în comun a filtrelor fin și grosolan în același corp nu a rezolvat problema. Lipsa filtrului grosolan se reflectă ca o reducere a prețului de cost din punct de vedere al fabricației, însă ca o deficiență sub aspectul exploatării, deoarece uzurile cresc.

Modificările introduse pot avea și un alt efect negativ asupra exploatării. Astfel, introducerea neexperimentată a rulmentului capsulat la ambreiaj a avut ca urmare defectarea în intervale foarte scurte a acestui subansamblu. Chiar dacă motivul real constă în execuția greșită a rulmentului și nu în greșeala de concepție, efectul final rămîne neschimbat: necesitatea înlocuirii în intervale nepermis de scurte a rulmentului care din lipsă de ungere nu rezistă. La construcția tractorului înlocuirea acestui rulment înseamnă demontarea completă, deci imobilizarea lui pe timp de cel puțin două zile în condițiile de lucru de montaj din exploatare (lipsind utilaje corespunzătoare de montaj).

Ar fi fundamental greșit să se deducă din aceste cîteva exemple că modificările în general au un efect negativ și contribuie numai în mod unilateral la ridicarea calității mașinii în exploatare.

La o apreciere justă, din punct de vedere economic, a totalității modificărilor, indiferent de efectul individual direct, trebuie să se țină seamă că, la un moment dat, creșterea numărului de modificări afectează interschimbabilitatea pieselor. Treptat produsul fabricat va diferi din ce în ce mai mult de cel omologat. Deci, indiferent de eficacitatea pozitivă sau negativă a modificării, va rezulta un parc de mașini cu particularități din ce în ce mai diferite și — natural — sortimentul din planul de aprovizionare a pieselor de schimb va crește mereu cu un număr de repere neinterschimbabile. Afară de faptul că acest aspect îngreunează fabricarea pieselor de schimb, cerînd executarea diferitelor variante cu scule și utilaje diferite, deci îngreunează fabricația prin creșterea variantelor, se ivește greutatea deosebit de mare de a dirija variantele de piese tocmai în locurile unde se află și tractoarele de fabricație corespunzătoare. Din punct de vedere practic și al exploatării, la o creștere anumită a parcului de mașini, la creșterea numărului modificărilor și aplicarea sporadică a lor, o dirijare a pieselor de rezervă necesare întreținerii și reparațiilor nu mai este posibilă. Oprirea mașinilor din cauza lipsei de piese de variante corespunzătoare este inevitabilă.

Din cele arătate rezultă că, la aplicarea modificărilor constructive inevitabile în vederea progresului tehnic, trebuie să se găsească o soluție rațională de introducere a lor, respectînd eficacitatea economică sub aspectul economiei naționale și nu numai sub aspectul unor avantaje locale de interes izolat.

4. Analizînd îmbunătățirea calitativă a tractorului în ansamblul problemei, sub aspectul aprecierii din partea beneficiarului, trebuie să se studieze evoluția reclamațiilor pe o perioadă mai îndelungată.

Analiza cifrelor rezultate astfel nu poate fi însă făcută decît ținînd cont de particularitățile producției din diferitele perioade analizate, dînd astfel explicațiile necesare pentru eventuale abateri de la alura normală a graficului.

Nu se poate forma o imagine obiectivă despre rezultatul măsurilor în vederea îmbunătăţirii calităţii din perioada 1954–1961, decît dacă se compară numărul reclamaţiilor în raport cu numărul tractoarelor în termen de garanţie în anii respectivi.

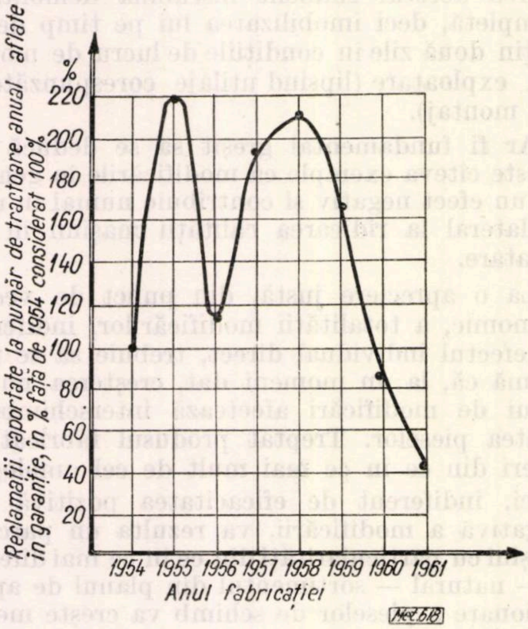


Fig. 1

În figura 1 s-a reprezentat curba reclamaţiilor raportate la numărul de tractoare, pe perioada anilor 1954–1961. Pentru întocmirea acestui grafic a fost raportat numărul reclamaţiilor la numărul tractoarelor aflate anual în termen de garanţie, acestea raportate la anul 1954 (an considerat ca punct de plecare pentru această analiză).

Ţinînd seamă că perioadele din anii 1955 şi 1958 reprezintă intervale de schimbare a tipului de tractor, creşterea reclamaţiilor este normală. Este vorba de asimilarea producţiei atît din punct de vedere al fabricaţiei cît şi al cunoaşterii noului tip de tractor de către personalul de exploatare. În perioada imediat următoare acestor ani se observă deci din nou o scădere a reclamaţiilor. Afară de această explicaţie, în perioadele de vîrf de reclamaţii, s-au manifestat şi cîteva defecţiuni sistematice din cauza construcţiilor nedefinitivate (discurile din fontă ale roţilor din spate, rotorul generatricei, semiaxa de la diferenţial etc.).

Un alt aspect general al problemei rezultă din compararea pe ani a evoluţiei consumului de piese de schimb. Ridicarea calităţii prin îmbunătăţirea fabricaţiei şi natural ridicarea nivelului tehnic al personalului de exploatare trebuie să se reflecte în tendinţa de scădere a numărului de piese de schimb consumate pentru întreţinere şi reparaţii, factori care se reflectă apoi asupra preţului de cost al unităţii de producţie realizate prin lucrul cu tractorul.

Admiţînd chiar că o parte din cazurile defectelor ivite în termenul de garanţie nu au fost reclamate şi s-a renunţat la obţinerea în mod gratuit a pieselor, făcîndu-se înlocuirea lor prin cumpărare din depozitele de aprovizionare, se constată o scădere a tendinţei evoluţiei consumului de piese de schimb. Aceasta rezultă din graficul prezentat în figura 2.

Ridicarea calităţii produsului apare evidentă dacă se compară procentul pieselor de schimb corespunzătoare anului 1960 spre exemplu cu anii 1957, 1956, ţinînd seamă şi de faptul că numărul tractoarelor din anul 1960 a fost cu mult mai mare decît cel din anul 1957.

În schimb, analiza în ansamblu a problemei arată şi unele aspecte negative. Astfel, deşi, sub aspectul numărului de reclamaţii în raport cu numărul de tractoare în termen de garanţie şi al consumului total de piese de schimb în raport cu parcul total de tractoare în exploatare, se constată o tendinţă în favoarea ridicării calităţii sub aspectul creşterii sortimentului reperelor din planul de aprovizionare, situaţia este defavorabilă din cauza creşterii numărului de variante neinterschimbabile.

Din figura 3 se constată o creştere în ultimii ani de peste cinci ori a sortimentului de piese, fapt ce denotă o introducere foarte mare a diferitelor variante din care unele cu eficacitate parţial discutabilă.

5. Studierea graficelor cere în mod implicit să se cerceteze provenienţa defectelor şi, sub acest aspect, în vederea unei analize obiective, trebuie să se facă următoarea diferenţiere:

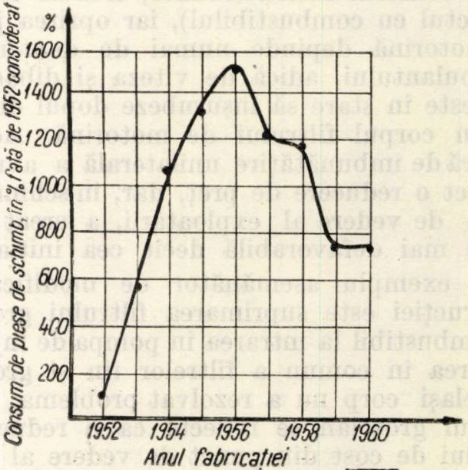


Fig. 2

— din totalul reclamaţiilor ce proporţie se referă la produsele uzinei furnizoare principale şi la produsele uzinelor colaboratoare;

— care sînt cauzele probabile ale defectelor celor mai frecvent semnalate.

Prima parte a problemei poate fi reprezentată grafic (fig. 4). Deși analiza graficului nu dă relații concludente asupra unei tendințe

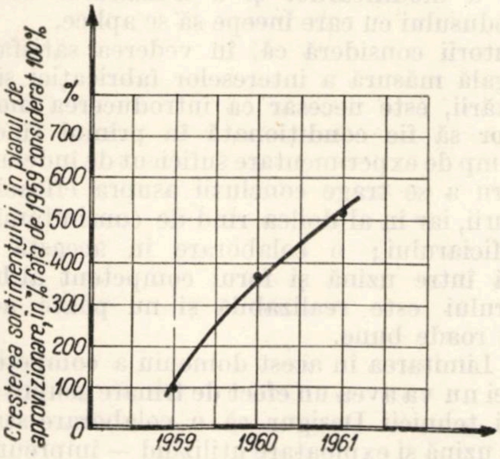


Fig. 3

determinate de scădere sau creștere, permite totuși să se constate că uzinele colaboratoare contribuie în proporție foarte mare la procentajul total al reclamațiilor.

De aici rezultă importanța deosebită a calității accesoriilor și subansamblelor primite în cadrul planului de colaborare. Defectarea unui

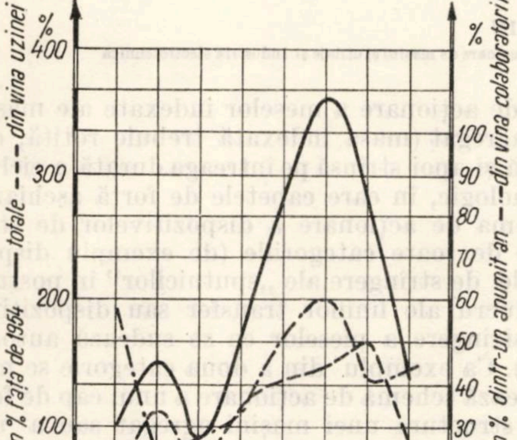


Fig. 4

singur accesoriu — în aparență socotit ca piesă izolată, fără o importanță deosebită — poate compromite produsul principal, fapt deosebit de grav, privit îndeosebi sub aspectul clientului sau beneficiarului extern (la tractoarele exportate).

Astfel, specializarea pe piese sau subansamble, singura cale justă în rezolvarea problemei de îmbunătățire a activității economice a întreprinderilor și care permite pe scară din ce în ce mai largă introducerea tehnicii noi, fiind bazată pe principiul fabricației în serie sau în serie mare, impune și urmărirea foarte atentă a evoluției îmbunătățirii calității produselor în aceste uzine.

În unele cazuri, uzinele, care prin cooperare cu furnizorul produsului finit ar trebui să fie direct interesate de buna funcționare a subansamblelor livrate, manifestă o oarecare indiferență, considerînd că, prin simpla satisfacere cantitativă a obligațiilor contractuale față de furnizorul produsului principal, au satisfăcut în suficientă măsură toate sarcinile. Această situație se manifestă în ultima perioadă în special în legătură cu rezolvarea reclamațiilor ce privesc uzinele furnizoare ale accesoriilor instalației electrice a tractorului cu pornire electrică. Creșterea masivă a reclamațiilor în anii 1958 și în special 1959 și 1960 se explică aproape exclusiv prin defectarea acestor subansamble.

A doua parte a problemei ridicate la acest punct permite tragerea unei concluzii foarte interesante. Institutul de cercetări pentru mecanizarea agriculturii a organizat în primul semestru al anului 1961 o conferință de calitate. S-a prezentat un material foarte vast, cules dintr-un număr mare de unități de exploatare, cu privire la comportarea calitativă în exploatare a tractorului și a mașinilor agricole. Analizînd efectele sistematice, bineînțeles numai cele ce se referă la tractor, se constată că aproape în întregime ele se datoresc introducerii unor modificări care schimbă documentația tehnică inițială care a stat la baza omologării.

Principalele defecte enumerate care intră în această categorie sînt: defectarea prin rupere sau uzură prematură a corpului termostatului, suportului axului culbutorilor, roții de curea de la pompa de apă, rulmentului de la ambreiaj, grupului conic și butucului roții conice de la diferențial, genții din față și spate, brațului ridicătorului etc.

O parte din aceste repere s-au modificat constructiv; la o altă parte s-a înlocuit materialul față de cel prevăzut în documentația inițială.

Aceste rezultate ale unor anchete amănunțite, efectuate de către specialiști la locul de exploatare a mașinilor, subliniază în mod deosebit de accentuat cele arătate la punctul 3.

Concluzii

Din această analiză a măsurilor celor mai importante, aplicate în vederea ridicării calității tractorului și urmăririi eficacității lor în exploatare, se desprinde în primul rînd că numărul de reclamaţii raportate la numărul de tractoare în termen de garanţie are o tendinţă clară de scădere, deci calitatea în ansamblu este în continuă creştere. Cifrele intermediare, rezultate din cauza asimilării producţiei noi sau a unor reclamaţii sistematice care indică creşteri temporare, nu pot influenţa, la o analiză obiectivă, rezultatul final. În schimb, pe lîngă această constatare pozitivă, se desprind şi unele aspecte defavorabile, avînd un efect negativ asupra îmbunătăţirii continue a calităţii. Pentru depistarea, identificarea şi înlăturarea acestora se desprind următoarele concluzii privind şi unele propuneri pentru îndepărtarea lor:

a) Este necesar să se accentueze că singura garanţie a calităţii este respectarea întocmai a documentaţiei tehnice de bază.

b) Documentaţia tehnică de bază nu poate să fie definitivă, evoluţia tehnicii impunînd introducerea modificărilor şi modernizărilor. În schimb, trebuie să se aibă în vedere că majoritatea modificărilor — afară de cele pur tehnologice — schimbă mai mult sau mai puţin caracteristicile tehnice sau eventual cele de exploatare ale produsului faţă de acelea ale produsului omologat. Din acest motiv, introducerea nu poate fi făcută în mod sporadic şi întîmplător, ci în urma unui studiu, planificat la termene şi intervale definite — semestrial sau cel mult trimestrial — cu publicarea din timp a modificărilor şi a numărului de serie a produsului cu care începe să se aplice.

Autorii consideră că, în vederea satisfacerii în egală măsură a intereselor fabricaţiei şi exploatării, este necesar ca introducerea modificărilor să fie condiţionată în primul rînd de un timp de experimentare suficient de îndelungat pentru a se trage concluzii asupra eficacităţii măsurii, iar în al doilea rînd de consimţămîntul beneficiarului; o colaborare în această privinţă între uzină şi forul competent al beneficiarului este realizabilă şi nu poate aduce decît roade bune.

c) Limitarea în acest domeniu a competenţei uzinei nu va avea un efect de frînare asupra evoluţiei tehnicii. Desigur că o colaborare strînsă între uzină şi exploatare utilizînd — împreună — unităţi speciale de experimentare, va reglementa modul de introducere a modificărilor şi va furniza un material preţios în vederea îmbunătăţirii continue a calităţii produselor.

CZ 621.9-229.384 : 621.86.058-82

Un nou sistem de strîngere hidraulică

Ing. VIRGIL MARIN
Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini şi utilaje şi industria electrotehnică

În evoluţia sistemelor de acţionare hidraulică a diferitelor mecanisme, există două faze principial diferite: faza „de lucru", în care uleiul debitat de pompă este dirijat prin conductele de legătură la cilindrii de lucru ai mecanismelor pentru a efectua deplasările necesare şi faza „de stop" în care uleiul debitat de pompă este scurtcircuitat — printr-o metodă oarecare — la bazin. În cele ce urmează se va trata numai faza de stop a sistemelor de acţionare hidrostatică cu pompă de debit constant, analizînd comparativ procedeele clasice de rezolvare a acestei probleme şi un procedeu nou, realizat şi experimentat de către ITCME.

Faza de stop a acţionărilor hidrostatice este de două tipuri, determinate de două categorii de scheme hidraulice: 1) scheme la care, în faza de stop a mecanismelor acţionate hidraulic, trebuie să se asigure menţinerea sub presiune a mecanismelor respective (urmărindu-se astfel ca în tot timpul unor operaţii ulterioare să existe o strîngere hidraulică) şi 2) scheme la care în faza de stop nu există o asemenea obligaţie. Exemple din prima categorie sînt: schema de acţionare a meselor indexate ale maşinilor agregat (masa indexată trebuie rotită, centrată şi apoi strînsă pe întreaga durată a ciclului tehnologic, în care capetele de forţă aşchiază); schema de acţionare a dispozitivelor de strîngere de toate categoriile (de exemplu dispozitivele de strîngere ale „sputnicilor" în posturile de lucru ale liniilor transfer sau dispozitivele de strîngere a pieselor ce se sudează automat etc.). Ca exemplu din a doua categorie se menţionează schema de acţionare a unui cap de forţă din structura unei maşini agregat sau a unei linii transfer, care, după consumarea ciclului tehnologic propriu, trebuie să asigure descărcarea liberă, fără presiune, a pompei în bazin, pînă în momentul cînd capul respectiv va trebui să execute un nou ciclu.

Prin aceste exemple s-au exprimat implicit condiţiile de bază pe care trebuie să le respecte cele două categorii de scheme şi anume: schemele care, în faza de stop, *nu asigură o strîngere hidraulică*, trebuie să realizeze descărcarea liberă a pompei, în bazin, pentru ca uleiul să nu se încălzească inutil, mai ales în cazul fazelor mai lungi (funcţionale sau nu) şi pentru ca să se evite consumul inutil de energie electrică. Schemele *care sînt obligate să asigure* în faza de stop *o strîngere hidraulică* trebuie să realizeze această strîngere limitînd însă — în măsura posibilităţilor — încălzirea uleiului şi consumul de energie electrică.

Soluţiile clasice de rezolvare a fazei de stop

Datorită condiţiilor diferite care se pun celor două categorii de scheme, situaţia de stop este rezolvată, în mod obişnuit, pe două căi cu totul diferite.

1. *Faza de stop fără presiune*

În cazurile cele mai frecvente durata ciclului nu permite oprirea motorului pompei la fiecare fază de stop, pentru a evita inerţia sistemului hidraulic şi uzarea prematură a motorului de antrenare. De aceea se iau măsuri ca, la faza de stop, pompa să fie scurtcircuitată la bazin printr-un organ auxiliar : un sertar sau robinet, comandate de un factor exterior (manual, mecanic, electromagnetic etc.) sau treapta de joasă presiune a unei supape de siguranţă cu două trepte de presiune şi cu camera de presiune comandată de un factor extern.

2. *Faza de stop cu presiune*

Există mai multe soluţii clasice pentru rezolvarea acestei faze :

a. Pompa care efectuează deplasarea mecanismelor este menţinută în circuit şi după terminarea cursei mecanismelor. În tot timpul fazei de stop, pompa îşi deversează în bazin întregul debit sub presiune, prin supapa de siguranţă a sistemului hidraulic, compensînd pierderile de ulei din sistem, datorate neetanşeităţilor. Această soluţie nu poate fi însă aplicată decît în cazul acelor sisteme care necesită debite mici pentru deplasarea mecanismelor şi presiuni relativ mici de strîngere. Altfel, pentru evitarea încălzirii nepermise a uleiului (peste 55°C), ar trebui bazine enorme ; în afară de aceasta, randamentul energetic al sistemului ar fi foarte slab.

b. Sistemul hidraulic este prevăzut cu două pompe acţionate de două motoare : o pompă de debit mare, care asigură deplasările de lucru ale mecanismelor şi care, în faza de stop, se descarcă liber în bazin, printr-un organ auxiliar, sau se opreşte ; cea de-a doua pompă, de debit foarte mic, funcţionează continuu, trebuind să asigure menţinerea presiunii în circuitele de strîngere, prin compensarea pierderilor de ulei din sistem. Debitul refulat de această a doua pompă se deversează sub presiune în bazin prin intermediul supapei sale de siguranţă.

c. Sistemul hidraulic este prevăzut cu : o pompă care asigură deplasările de lucru ale mecanismelor şi care, la faza de stop, se descarcă liber în bazin, printr-un organ auxiliar, sau se opreşte ; un acumulator hidraulic, de un tip oarecare, care este încărcat de pompă în timpul fazelor de deplasare şi care se descarcă în timpul fazei de stop, compensînd pierderile de ulei şi menţinînd astfel presiunea necesară în circuitele de strîngere.

Soluţia nouă de rezolvare a fazei de stop

În cadrul proiectului de acţionare hidrostatică a meselor indexate ale maşinilor agregate — PMH4 — (realizat în cadrul maşinii agregat AKD1 pentru uzina I. C. Frimu-Sinaia) ITCME a proiectat şi experimentat o soluţie nouă de rezolvare a fazei de stop. O primă caracteristică a acestei soluţii este că ea rezolvă ambele categorii de scheme menţionate.

Noul sistem poate fi numit sistem „cu acumulare mică", întrucît — pentru rezolvarea tuturor fazelor de stop — necesită ca la supapa de siguranţă a sistemului să se adauge un acumulator cu arc, de capacitate mică — de ordinul a cîtorva centimetri cubi. În felul acesta noul sistem elimină necesitatea unor organe auxiliare pentru descărcarea pompei, la schemele cu fază de stop fără presiune, şi necesitatea unei a doua pompe sau a unui acumulator de capacitate mare, la schemele cu stop cu presiune. Supapa prevăzută cu un mic acumulator se numeşte supapă de siguranţă şi descărcare (desen HV15—00) a cărei construcţie este redată în figura 1.

Descrierea supapei : *construcţie şi funcţionare*

Supapa este constituită din următoarele organe : corpul *1*, plungerul *2*, arcul de presiune *3*, supapa de separare *4* şi acumulatorul cu arc *5*. Supapa HV15—00 este o supapă de tip normal închis, deci în poziţia de repaus (arcul de presiune nesolicitat) ea împiedică — cu ajutorul plungerului diferenţial — legarea circuitului de ulei (orificiul *A*) la bazin (orificiul *B*).

Funcţionarea supapei este următoarea :

a. În timpul fazelor de deplasare a mecanismelor (faze care necesită o presiune mai mică decît presiunea de declanşare a supapei reglate cu ajutorul arcului de presiune *3*), uleiul refulat de pompă intră în supapă prin orificiul *A*, traversează supapa de separare *4* şi iese, spre circuitele de lucru, prin orificiul *C*. Totodată presiunea care se stabileşte în sistem (datorită sarcinilor ce se opun evoluţiei uleiului) acţionează simultan asupra : suprafeţei mici (cu diametrul *d*) a plungerului *2*, suprafeţei mari (cu diametrul *D*) a aceluiaşi plunger şi suprafeţei (cu diametrul Δ) acumulatorului. *5*. În tot timpul fazelor de deplasare presiunea pe aceste trei suprafeţe este aceeaşi (arcul supapei de separare *4* este foarte slab, astfel încît acţiunea sa este neglijabilă).

b. În timpul fazei de stop a mecanismelor situaţia evoluează astfel :

— Circuitele blocîndu-se (după efectuarea curselor mecanismelor), curgerea uleiului prin orificiul *C* încetează. Presiunea în supapă pe cele trei suprafeţe creşte progresiv. Datorită suprafeţelor sale diferite (cu diametrele *d* şi *D*), plungerul *2* se ridică continuu. Arcul acumulatorului *5* se încarcă şi el continuu pînă în momentul în care pragul plungerului mai face încă imposibil contactul hidraulic între *A* şi *B* (moment care, în tratarea matematică a problemei, corespunde lui $x = 0$).

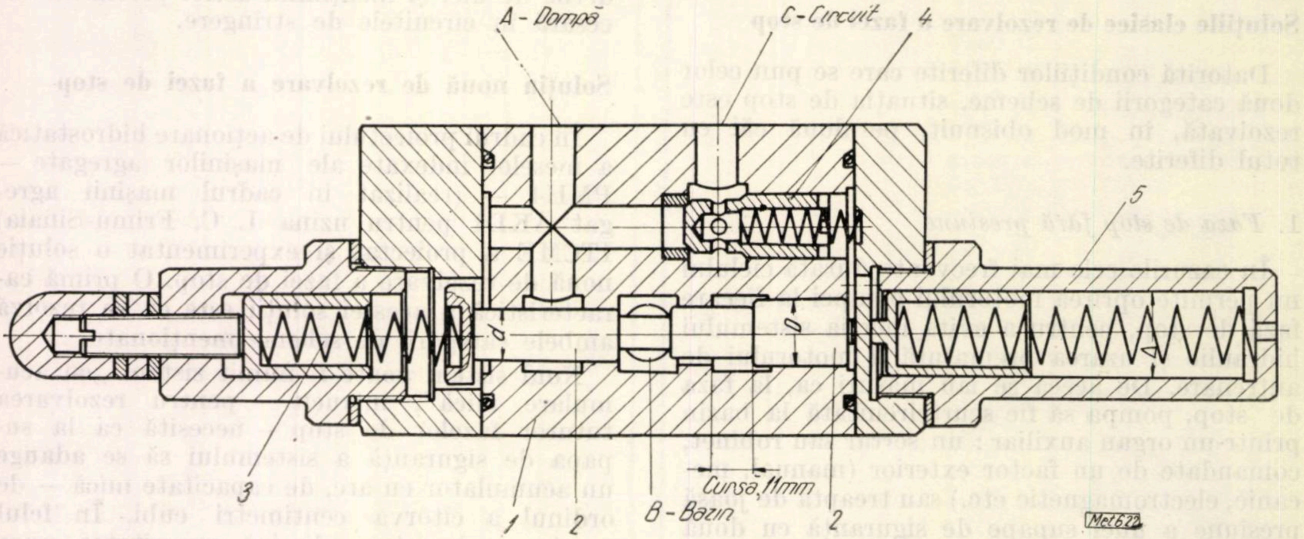


Fig. 1

—În momentul în care se produce contactul hidraulic dintre *A* şi *B* (apare deci o valoare a deschiderii *x*), are loc o cădere bruscă a presiunii pompei, care acţionează pe suprafaţa de diametru *d* a plungerului diferenţial. Această presiune este, din acest moment, egală cu căderea de presiune rezultată din trecerea debitului *Q* al pompei prin mantaua circulară π_{dx}. În exact acelaşi moment supapa de separare se închide etanş pe scaunul său, separînd net circuitul de descărcare a pompei (prin orificiile *A*—*B*) de circuitul de strîngere la care este legat acumulatorul *5*. Cum arcul acumulatorului are o caracteristică relativ plată, destinderea lui — pentru compensarea cu ulei a spaţiilor dislocuite prin închiderea supapei de separare şi prin ridicarea plungerului diferenţial — produce o scădere foarte mică a presiunii pe circuitul închis de strîngere.

— Din momentul declanşării supapei (apariţiei unei cote de înălţime de deschidere *x*), are loc o reacţie în lanţ care provoacă mărirea progresivă a mantalei cilindrice πdx prin care se descarcă debitul pompei în bazin. Fenomenul este următorul : orice mărire Δx a deschiderii supapei provoacă o scădere Δp a presiunii care acţionează pe suprafaţa de diametru *d* ; la rîndul ei, orice scădere Δp măreşte dezechilibrul dintre forţele ce acţionează asupra plungerului diferenţial, provocînd o nouă mărire Δx, care provoacă o nouă scădere Δp etc.

— Înainte ca suma forţei datorate arcului de presiune (care o dată cu mărirea lui *x* se încarcă şi el, dar lent) şi forţei datorate presiunii de descărcare a pompei pe suprafaţa de diametru *d* să atingă minimul său, deplasarea plungerului diferenţial se opreşte mecanic (printr-un opritor tampon).

În acest moment, forţa de ridicare F_r rezultată din presiunea menţinută de acumulator (care s-a descărcat pentru compensarea dislocuirilor) trebuie să fie mai mare decît forţa de coborîre a plungerului F_c. În felul acesta plungerul este menţinut ridicat, pompa se descarcă liber în bazin ; în circuitul de strîngere presiunea este menţinută datorită acumulatorului.

— Teoretic, situaţia aceasta ar putea dăinui oricît de mult, dacă s-ar presupune că circuitul de strîngere este perfect etanş. În realitate însă, pierderile de debit închis provoacă descărcarea progresivă a acumulatorului, pînă ce forţa de ridicare atinge, prin scădere, valoarea în care a staţionat forţa de coborîre. Imediat după acest moment se produce rapid fenomenul invers, tot ca o reacţie în lanţ, de închidere a supapei : orice reducere a deschiderii supapei cu Δx provoacă o mărire Δp a presiunii ; orice mărire Δp a presiunii pompei provoacă o nouă închidere Δx etc., pînă în momentul cînd supapa se închide complet

($x = 0$), ceea ce are ca efect imediat deschiderea supapei de separare *4*, compensarea pierderilor și reîncărcarea acumulatorului de către pompă, atingerea presiunii maxime de declanșare a supapei, după care fenomenul se reproduce.

În felul acesta, pe tot timpul fazei de stop pompa va fi descărcată în bazin, fără presiune (deci fără să încălzească uleiul și fără consum de energie), în timp ce micul acumulator asigură menținerea presiunii în circuit peste o valoare minimă admisibilă. Imediat ce acumulatorul se descarcă (cu o frecvență mai mică sau mai mare, funcție de gradul de etanșare a sistemului) pînă la o valoare a presiunii mai mică decît cea admisibilă, supapa leagă automat și instantaneu pompa la circuitul de strîngere, după care pompa continuă apoi să descarce liniștită în bazin.

Experimentarea acestei supape a dat rezultatele așteptate și a permis confruntarea temeinică a premiselor teoretice cu practica. Astfel pe circuitul închis la care este legat acumulatorul s-a montat un robinet de descărcare, cu ajutorul căruia s-au creat, în mod artificial, neetanșeități. S-a constatat că la închiderea completă a robinetului (etanșeitate bună) perioada de reîncărcare a acumulatorului (de intervenție instantanee a pompei în circuit) este relativ mare (peste 1 min); teoretic ea ar putea fi infinită, dacă supapa de separare ar etanșa perfect. În timpul acesta, pompa descarcă în bazin debitul fără presiune, motorul nesolicitat are un zgomot „deschis". În circuitul închis, manometrul indică o cădere lentă a presiunii, pe măsură ce acumulatorul se descarcă.

Deschizînd din ce în ce mai mult robinetul (neetanșări din ce în ce mai mari) perioada de reîncărcare a acumulatorului scade progresiv, bătăile ce indică intervenția instantanee a pompei își măresc frecvența. Zgomotul motorului continuă însă să fie „deschis". În momentul în care robinetul este atît de deschis încît permite vînă de ulei (pierderi foarte mari, de ordinul decimetrilor cubi pe minut), frecvența bătăilor devine din ce în ce mai mare pînă ce bătăile dispar complet: acumulatorul, datorită inerției masei sale, nu se mai poate descărca și este scos din funcțiune; pompa se cuplează definitiv și permanent la circuit, acoperind pierderea de debit prin robinet și descărcînd, sub presiune, restul de debit prin supapă; motorul are în acest moment un sunet „închis", solicitat; supapa de siguranță și descărcare devine, în aceste condiții, simplă supapă de siguranță.

Deci, atîta vreme cît neetanșeitățile în sistem sînt normale (de ordinul centimetrilor cubi pe minut), pompa se descarcă liber în bazin, motorul este nesolicitat, acumulatorul menține presiunea în circuitul închis și este reîncărcat periodic prin intervenția instantanee a pompei. Dacă neetanșeitățile devin (accidental) foarte mari, pompa intervine permanent în circuit, acoperind debitul pierdut prin neetanșeități pînă la valoarea debitului său total (suficient de mare, întrucît e același debit care execută și deplasările de lucru ale mecanismelor).

Tratarea matematică a funcționării supapei

Se notează cu:

p_0, p_x — presiunea pompei la momentul 0 și x, kgf/cm²;

P_0, P_x — forța dată de presiunea pompei pe diametrul d, kgf;

R_0, R_x — forța arcului de presiune, kgf;

A_0, A_x — forța arcului acumulatorului, kgf;

C_r — coeficientul de elasticitate al arcului de presiune, kgf/mm;

C_a — coeficientul de elasticitate al arcului acumulatorului, kgf/mm;

$\alpha = 0{,}65$ — coeficient de scurgere prin orificii;

x — înălțimea de deschidere a supapei, mm;

F_r^0, F_r — forța de ridicare a plungerului supapei, kgf;

F_c^0, F_c — forța de coborîre a plungerului supapei, kgf.

1. Situația la $x = 0$ (momentul declanșării);

$$F_r^0 = p_0 \frac{\pi D^2}{4},$$

$$F_c^0 = R_0 + p_0 \frac{\pi d^2}{4},$$

$$F_r^0 = F_c^0; \; p_0 \times \frac{\pi D^2}{4} = R_0 + p_0 \frac{\pi d^2}{4},$$

$$\boxed{p_0 = \frac{4}{\pi} \frac{R_0}{D^2 - d^2}}$$

$$A_0 = p_0 \frac{\pi \Delta^2}{4} = \frac{4 \times F_r^0}{\pi D^2} \cdot \frac{\pi \Delta^2}{4} = \frac{\Delta^2}{D^2} F_r^0;$$

$$\boxed{A_0 = R_0 \frac{\Delta^2}{D^2 - d^2}}$$

2. Situația la $x > 0$

$$F_r = p_x \frac{\pi D^2}{4},$$

$$p_x = \frac{4\, A_x}{\pi \Delta^2},$$

$$F_r = \frac{4\,A_x}{\pi\Delta^2}\cdot\frac{\pi D^2}{4} = \frac{D^2}{\Delta^2}\cdot A_x\,;\; A_x = A_0 - C_a\,x\,;$$

$$F_r = \frac{D^2}{\Delta^2}\cdot A_0 - \frac{D^2}{\Delta^2}\,C_a x\,;$$

$$\boxed{F_r = C_1 - C_2\,x} \tag{1}$$

$$F_c = R_x + P_x$$

$$\boxed{R_x = R_0 + C_r x} \tag{2}$$

$$Q = \alpha s\sqrt{p_x} = \alpha\pi d x\sqrt{p_x}\,;\; p_x = \left(\frac{Q}{\pi d\alpha}\right)^2\cdot\,\frac{1}{x^2}\,;$$

$$P_x = p_x\frac{\pi d^2}{4} = \left(\frac{Q}{\alpha}\right)^2\cdot\frac{1}{4\pi}\cdot\frac{1}{x^2}\,;$$

$$\boxed{P_x = \frac{C_3}{x^2}} \tag{3}$$

Relaţia (3) este valabilă pentru toate fazele de deschidere a supapei, *nu* şi pentru faza de închidere $(x = 0)$, cînd:

$$P_0 = p_0\frac{\pi d^2}{4} = \frac{4}{\pi}\,\frac{R_0}{D^2 - d^2}\cdot\frac{\pi d^2}{4} = R_0\,\frac{d^2}{D^2 - d^2}\,;$$

$$\boxed{F_c = R_0 + C_r\;x + \frac{C_3}{x^2}} \tag{4}$$

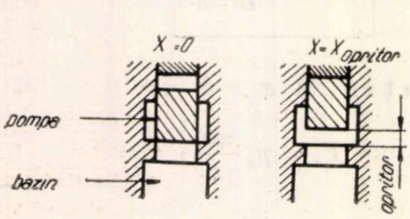
$$\frac{dF_c}{dx} = \frac{d}{dx}\left(R_0 + C_r\,x + \frac{C_3}{x^2}\right) = C_r - \frac{2C_3}{x^3} = 0\,;$$

$$x_m = \sqrt[3]{\frac{2C_3}{C_r}}\,,$$

$$F_{c\,minim} = R_0 + C_r\,x_m + \frac{C_3}{x_m^2}$$

În diagrama din figura 2 s-au trasat curbele reprezentînd funcţiile (1), (2), (3), (4). Din analiza ei rezultă:

a. Forţa P_x datorată acţiunii presiunii pompei pe suprafaţă de diametru d evoluează de-a lungul curbei $I - F$ (F se află pe linia care indică x-ul la care se află opritorul mecanic al deschiderii plungerului diferenţial).



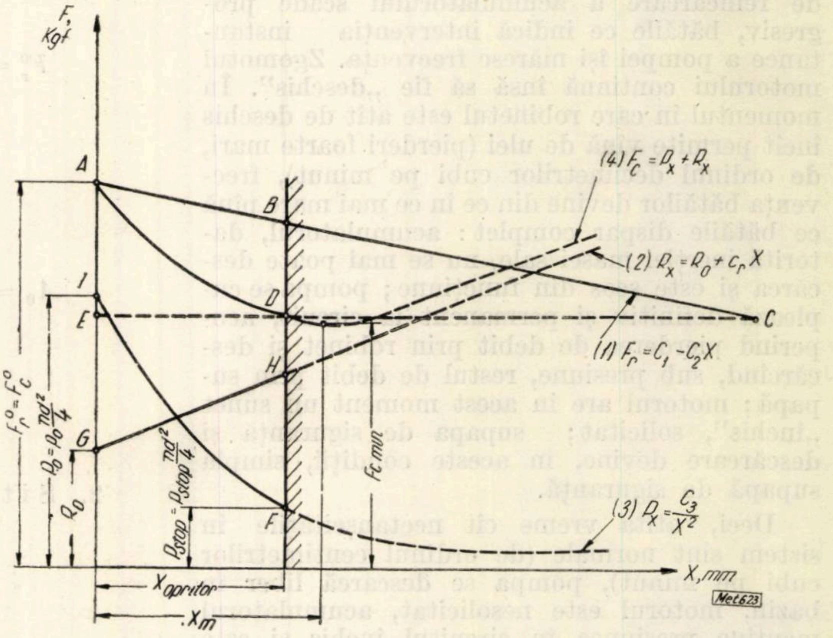


Fig. 2

Presiunea de descărcare a pompei la faza de stop corespunde punctului F şi este:

$$p_{desc.} = \frac{4\,P_{stop}}{\pi d^2} = \frac{4\,P_F}{\pi d^2}\,.$$

Forţa P_x evoluează pe curba respectivă de la I spre F în timpul declanşării supapei şi de la F spre I, în timpul anclanşării supapei.

b. Forţa R_x a arcului de presiune evoluează de la G la H în timpul declanşării supapei şi de la H la G în timpul anclanşării supapei.

c. Forţa $F_c = P_x + R_x$ evoluează în acelaşi mod între punctele A şi B.

d. Forţa F_r datorată acumulatorului nu are o limită pe linia de stop mecanic a plungerului, întrucît descărcarea acumulatorului nu are nici o legătură cu opritorul mecanic al plungerului.

Astfel forţa de ridicare F_r evoluează pe linia $A - B - C$ în timpul descărcării acumulatorului. În momentul fazei de stop a plungerului, F_r are valoarea corespunzătoare punctului B. Diferenţa dintre forţa corespunzînd punctului B şi cea corespunzînd punctului D asigură menţinerea deschiderii supapei şi descărcarea liberă a pompei.

Arcul acumulatorului continuă să se destindă, F_r evoluînd de la B pînă în punctul C, cînd forţele ce acţionează asupra plungerului diferenţial se egalează. Reîncărcarea acumulatorului (prin recuplarea pompei) are loc pe linia $C - D - E - A$.

În timp, evoluţia celor trei factori variabili (P_x, R_x, F_r) are loc astfel:

— Presiunea pompei parcurge rapid curba $I - F$; staţionează în punctul F pe tot timpul descărcării acumulatorului; parcurge rapid (instantaneu) curba $F-I$ în timpul reîncărcării acumulatorului şi imediat, rapid, curba $F-I$, unde iarăşi staţionează.

— Forţa R_x evoluează în mod identic între punctele G şi H.

— Forţa datorată arcului acumulatorului F, parcurge rapid drumul $C-D-E-A-B$ în timpul reîncărcării acestuia şi revine lent (în funcţie de neetanşeităţile din sistem) de la B la C. Atunci cînd drumul de la B la C este parcurs rapid (neetanşeităţi mari) staţionarea pompei în punctul F nu mai este posibilă. Acumulatorul se blochează în punctul A, iar pompa în punctul I. Supapa lucrează ca o siguranţă obişnuită.

Avantajele noului sistem

1. La schemele cu fază de stop fără presiune sistemul descris poate descărca întregul debit al pompei în bazin, fără presiune, fără a necesita un organ auxiliar (comandat din afară) şi în mod automat. Pe tot timpul fazelor de lucru, supapa îndeplineşte rolul de siguranţă, iar în timpul fazei de stop ea îndeplineşte rolul de supapă de descărcare.

2. La schemele cu fază de stop cu presiune noul sistem exclude necesitatea unor organe scumpe (pompă suplimentară sau acumulator mare, cu arcuri foarte puternice sau acumulatori hidro-pneumatici, eventual diferenţiali) şi în acelaşi timp prezintă o siguranţă mai mare în funcţionare. Într-adevăr, la sistemele clasice cu pompă suplimentară sau acumulator mare, neetanşarea accidentală care provoacă pierderi mai mari decît debitul pus la dispoziţie de aceste organe duce rapid la căderea presiunii pe reţeaua de strîngere, ceea ce uneori poate fi destul de periculos. Noul sistem asigură menţinerea presiunii chiar şi în cazul cînd neetanşarea accidentală duce la pierderea unor cantităţi mari de lichid, şi anume pînă la cantităţi care egalează debitul pompei (care este cel necesar deplasărilor mecanismelor, deci mult mai mare decît debitul oferit de o pompă suplimentară sau de un acumulator, oricît ar fi el de mare).

3. Noul sistem unifică principial şi constructiv modul de rezolvare a celor două categorii de scheme cu faze de stop cu sau fără presiune.

Noul sistem poate fi adoptat, în general, la orice acţionare hidrostatică şi îndeosebi la toate schemele care necesită strîngeri hidraulice: prese hidraulice, dispozitive de strîngere a pieselor ce se sudează automat; unele dispozitive hidraulice destinate susţinerii unor sarcini suspendate, mese indexate ale maşinilor-agregat, linii transfer de prelucrare etc

T.9430/62

CZ 539.4.012 : 621.001.13

Metodica de dimensionare a maşinilor

Prof. ing. ALEXANDRU SELEŞTEANU
Institutul politehnic — Bucureşti

Dezvoltarea bazei tehnice materiale pentru construirea socialismului, prin folosirea tehnicii noi, impune proiectarea de utilaje moderne, de înaltă productivitate. În timp ce în foarte multe domenii de activitate industrială şi economică s-au introdus metode noi, în proiectare metodica a rămas mult în urmă faţă de necesităţile realizării rapide a maşinilor moderne. Acest fapt îşi are explicaţia sa în aceea că proiectarea unui utilaj nou conţine trei faze deosebite:

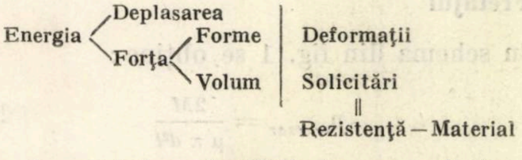
— aprecierea dimensiunilor pieselor;

— verificarea solicitărilor în piesele schiţate;

— corectarea dimensiunilor, ca urmare a solicitărilor calculate.

Un proiectant cu experienţă reuşeşte destul de repede să dimensioneze piesele maşinilor; lipsa de experienţă sau necesitatea de a proiecta maşini noi produce însă dificultăţi în dimensionarea corectă a pieselor, cu toate consecinţele negative care decurg din aceasta: întîrzieri, supradimensionări, folosirea de materiale necorespunzătoare.

Remedierea deficienţelor poate fi făcută prin analiza procesului de proiectare, care poate fi redată schematic în felul următor:



La începutul proiectării, în general sînt cunoscute forţele şi deplasările, iar alegerea materialelor şi dimensiunilor necesită încercări succesive. Pentru scurtarea procesului de proiectare, se impune înlocuirea aprecierii iniţiale a dimensiunilor printr-o dimensionare sumară, cu definitivarea rapidă a dimensiunilor. Pentru folosirea acestei metode, sînt de respectat însă o serie de principii: forma piesei trebuie apreciată ţinînd seama de fluxul forţei şi de anumite limite în ceea ce priveşte stabilitatea pieselor. În acest scop, este utilă introducerea raporturilor adimensionale. Volumul materialului necesar poate fi determinat din relaţia generală:

$$V = \alpha \frac{EFf}{\sigma^2}, \qquad (1)$$

în care:

V este volumul materialului necesar;
F — forţa;
f — deformaţia;
E — modulul de elasticitate;
σ — efortul unitar admisibil;
α — gradul de folosire a materialului.

Determinarea dimensiunilor din volum devine o problemă geometrică lesne de rezolvat.

— Valorile posibile ale unor mărimi caracteristice se încadrează între limitele: necesar — posibil — admisibil.

Cu cît diferenţa între admisibil şi necesar este mai mare, cu atît construcţia este mai uşor de realizat.

— În multe cazuri, există valori optime de proiectare; determinarea acestor valori permite realizarea de maşini economice.

— Criteriile de dimensionare a maşinilor se compun din mai mulţi factori, ce caracterizează materialul, parametrii de exploatare, mărimile de dimensionare.

Pentru proiectarea raţională, se impune gruparea criteriilor.

În esenţă, metodica de proiectare propusă se aseamănă cu principiile tehnologice uzuale: eboşarea-finisarea, care duce la timpul minim de realizare a pieselor.

În cele ce urmează se dau cîteva exemple de aplicaţii ale metodicii propuse. Aceste exemple, pe lîngă faptul că ilustrează metodica, au şi o importanţă de sine stătătoare, în ceea ce priveşte dimensionarea cîtorva organe de maşini.

I. Fretajul

Cu schema din fig. 1 se obţine:

$$p_{necesar} = \frac{2M}{\mu \pi d^2 l} \qquad (2)$$

$$p_{admisibil} = \left[1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2\right] \tau_{butuc}. \qquad (3)$$

În consecinţă, condiţia constructivă este:

$$\frac{2M}{\mu \pi d^2 l} < p < \left[1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2\right] \tau_{butuc}. \qquad (4)$$

Cazul limită apare cînd $p_{necesar} = p_{admisibil}$ ceea ce cu condiţia de dimensionare a arborelui $M = \frac{\pi d^3}{16} \tau_{arbore}$ duce la rezultatul: (5)

$$\left[1 - \left(\frac{d}{D}\right)^2\right] \frac{l}{d} = \frac{\tau_{arbore}}{8 \mu \tau_{butuc}}. \qquad (6)$$

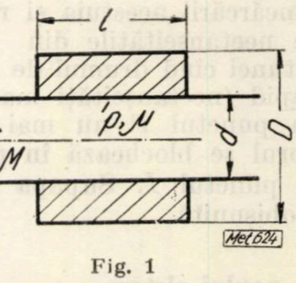


Fig. 1

Cele două criterii caracteristice $\frac{d}{D}$ şi $\frac{l}{d}$ sînt legate între ele în felul arătat în figura 2. Pentru $\tau_{butuc} = \tau_{arbore}$ şi $\mu = 0{,}2$ se obţin datele din tabela 1, cu ajutorul cărora se pot alege dimensiunile adecvate.

Tabela 1

$\frac{d}{D}$	0,5	0,6	0,7
$\frac{l}{d}$	0,83	0,98	1,23

II. Lagărele

În dimensionarea lagărelor se pot introduce următoarele mărimi:

a) *Funcţionale*:

F — forţa;
ω — viteza unghiulară.

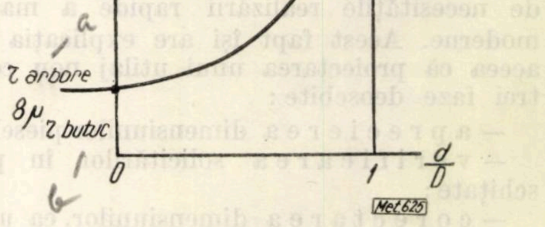


Fig. 2

b) *Limitative*:

p — presiunea în stratul de ulei;
T — temperatura uleiului.

c) *De exploatare* :

— coeficientul de frecare este :

$$\mu = \frac{\tau}{p} = \frac{\eta\omega}{p} \cdot \frac{d}{\delta}, \qquad (7)$$

în care :

τ este efortul unitar tangențial în stratul de ulei ;

η — viscozitatea uleiului ;

δ — grosimea stratului de ulei ;

$k = \frac{k_T}{3600}$ — coeficientul de transfer de căldură.

d) *Constructive* :

d — diametrul ;

l — lungimile, din care se deduc ;

$\frac{l}{d}$ și $\frac{\pi d^2 l}{4}$ — „volumul" lagărului.

Condițiile de echilibru și de bilanț termic pot fi scrise în forma :

$$\left.\begin{aligned} p &= \frac{F}{ld}, \\ A\ \tau\ u &= kT, \end{aligned}\right\} \quad (8)$$

de unde se deduc relațiile :

$$\left.\begin{aligned} u &= \frac{k}{A\mu} \cdot \frac{T}{p}; \\ d &= \frac{2\ k}{A\,\mu} \cdot \frac{T}{p} \cdot \frac{1}{\omega}; \\ l &= \frac{A\,\mu}{2k} \cdot \frac{1}{T} \cdot F\omega. \end{aligned}\right\} \quad (9)$$

Fiind date valorile F și ω, cunoscute p și T și apreciate μ și k, aceste relații permit dimensionarea lagărului. Totuși, această dimensionare nu va satisface întotdeauna anumite condiții $\left(\frac{l}{d}\right)$. În scopul dimensionării corecte este utilă determinarea altor mărimi :

$$\left.\begin{aligned} \frac{l}{d} &= \left(\frac{A\,\mu}{2k}\right)^2 \cdot \frac{p}{T^2} \cdot F\ \omega^2; \\ \frac{\pi d^2 l}{4} &= \frac{\pi}{4} \frac{2k}{A\,\mu} \cdot \frac{T}{p^2} \cdot \frac{F}{\omega}. \end{aligned}\right\} \quad (10)$$

În cazul cînd se fixează raportul $\frac{l}{d}$, se obțin următoarele condiții de dimensionare :

$$\left.\begin{aligned} \frac{\pi d^2 l}{4} &= \frac{\pi}{4} \sqrt{\frac{d}{l}\left(\frac{F}{p}\right)^3}; \\ \frac{k}{\mu} &= \frac{A}{2} \sqrt{\frac{d}{l} \cdot \frac{p}{T^2} \cdot F\ \omega^2}. \end{aligned}\right\} \quad (11)$$

Deoarece valoarea lui k depinde de felul răcirii lagărului, condiția a doua de dimensionare poate fi redată grafic (fig. 3).

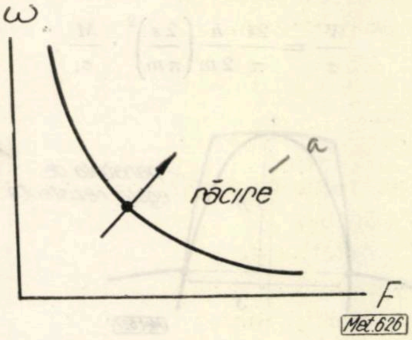


Fig. 3

Schema de calcul poate fi redată în felul următor :

Mărimile date : F, ω ;

Mărimile alese : $\frac{l}{d}$, p, T ;

Se calculează : $\frac{\pi d^2 l}{4}$, d, l, $\frac{k}{\mu}$.

Satisfacerea condiției pentru $\frac{k}{\mu}$ duce la studiul răcirii lagărului sau, în cazuri speciale, se pretează la modificarea presiunilor și temperaturilor admise la început. Uneori, este necesară modificarea formei lagărului $\left(\text{raportul } \frac{l}{d}\right)$.

Exemplu numeric:

a) *Dat* : $F = 10\,000$ kgf ; (12)

$n = 300$ rot/min ; $\omega = 30$ 1/s.

b) *Ales* : $p = 20$ ata $= 20 \cdot 10^4 \frac{\text{kgf}}{\text{m}^2}$;

$T = 40°\text{C}$; (13)

$\frac{l}{d} = 1.$

c) *Se calculează* : $\frac{k}{\mu} = 40$; $\frac{k_T}{\mu} = 144\,000$; (14

$\frac{\pi d^2 l}{4} = 0{,}009\ \text{m}^3$; $d = l = 0{,}22\ \text{m} = 220$ mm.

Cu $\mu = 0{,}001$ va fi necesar $k_T = 144\ \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2\,°\text{C}\,\text{h}}$ ceea ce poate fi realizat fără răcire suplimentară cu apă.

III. Roțile dințate

Analiza solicitării unui dinte la încovoiere (fig. 4) conduce la rezultatul:

$$\frac{V}{z} = \frac{24}{\pi}\,\frac{h}{2\,m}\left(\frac{2\,s}{\pi\,m}\right)^2 \cdot \frac{M}{\sigma_i}. \qquad (15)$$

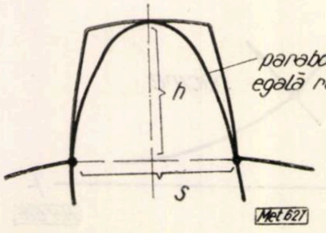


Fig. 4

unde s-au notat, pe lîngă mărimile din figura 4:

M — momentul asupra roții $\left(M = \dfrac{P}{\omega}\right)$;

m — modulul;

z — numărul de dinți;

$V = \dfrac{\pi\, d^2 l}{4}$ — volumul roții.

Remarcabilă este apariția volumului alocat unui dinte ca o mărime echivalentă modulului de rezistență — în calculele obișnuite.

Reprezentarea grafică a relației este redată în figura 5 în care, pe lîngă dreapta $V - z$, sînt marcate:

$a - b$ (pe orizontală), care limitează volumul din cauza presiunii de contact pe dinte;

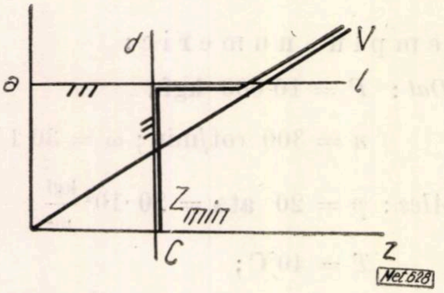


Fig. 5

; $c - d$ (pe verticală), pentru numărul minim de dinți — limitativ din motive de subtăiere.

IV. Roțile de fricțiune

Folosirea roților de fricțiune cu bandaje din materiale deformabile (piele, cauciuc, azbest) impune o analiză mai atentă a fenomenelor care se petrec în bandaje.

Dimensiunile date în figura 6 permit întocmirea următoarelor relații:

Condiția echilibrului reciproc:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{p1} &= \sigma_{p2}; \\ \sigma_p &= E\,\frac{x}{\delta}; \\ \frac{x_1}{\delta_1} &= \frac{x_2}{\delta_2}. \end{aligned}\right\} \qquad (16)$$

Condiția geometrică:

$$x_1 + x_2 = \frac{a^2}{2}\left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2}\right). \qquad (17)$$

Efortul unitar din cauza încovoierii bandajului în jurul roții:

$$\sigma_i = E\,\frac{\delta}{2r}. \qquad (18)$$

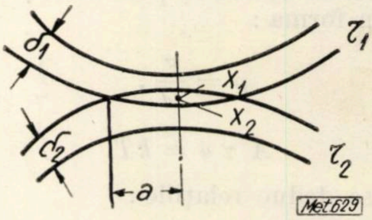


Fig. 6

Efortul unitar echivalent:

$$\tau = \frac{\sigma_p + \sigma_i}{2}. \qquad (19)$$

Echilibrul local (pe o roată):

$$F = \frac{2}{3}\,\sigma_p \cdot 2\,a \cdot l. \qquad (20)$$

Transformări matematice simple permit întocmirea relațiilor de bază pentru calcul:

$$\left(\frac{F}{l}\right)^2 = \frac{32}{9}\,\frac{\delta_1 + \delta_2}{E\left(\dfrac{1}{r_1} + \dfrac{1}{r_2}\right)}\left(2\,\tau - E\,\frac{\delta_1}{2\,r_1}\right)^3; \qquad (21)$$

$$M_1 = \mu\, F\, r_1.$$

Notînd (cazul particular):

$$\left.\begin{aligned} \frac{\delta_1}{r_1} &= \frac{\delta_2}{r_2} = \alpha; \\ \frac{r_2}{r_1} &= i; \end{aligned}\right\} \qquad (22)$$

$$\pi r_1^2\, l = V,$$

se obține rezultatul:

$$M_1 = \frac{16}{3\pi}\,\mu\, V_1\left(\frac{\alpha}{E}\right)^{\frac{1}{2}}\left(\tau - \frac{\alpha E}{4}\right)^{\frac{3}{2}}, \qquad (23)$$

de unde se poate determina valoarea lui α_{opt}:

$$\alpha_{opt} = \frac{\tau}{E}. \qquad (24)$$

Cu această valoare, momentul mecanic ce poate fi transmis va fi:

$$\frac{M_1}{V_1} = \frac{2\sqrt{3}}{\pi}\,\frac{\mu\tau^2}{E}. \qquad (25)$$

deci va depinde de volumul roţii V_1 şi de caracteristicile complexe ale materialului $\frac{\mu\tau^2}{E}$.

$$\tau = 20 \cdot 10^4\,\frac{\text{kgf}}{\text{m}^2};$$

$$E = 5 \cdot 10^7\,\frac{\text{kgf}}{\text{m}^2}; \qquad (26)$$

$$\mu = 0{,}35.$$

Se obţine:

$$\frac{M_1}{V_1} = 300\,\frac{\text{kgfm}}{\text{m}^2};$$

$$\frac{\delta_1}{r_1} = 0{,}004. \qquad (27)$$

V. Curelele

Ecuaţia lui Euler poate fi scrisă, ţinînd seama de forţele dinamice, în forma:

$$T_2 - \rho b\,\delta u^2 = (T_1 - \rho b\,\delta u^2)\,e^{\mu\alpha}, \qquad (28)$$

în care: T_1, T_2 sînt forţe în curea;

b, δ — lăţimea şi grosimea curelei;

ρ — densitatea materialului;

u — viteza periferică a curelei;

μ — coeficientul de frecare între curea şi şaibă;

α — unghiul de înfăşurare între curea şi şaibă.

Efortul unitar, în curea, ţinînd seama de încovoierea ei pe şaibă, va fi:

$$\sigma = \frac{T_2}{b\delta} + E\,\frac{\delta}{d} \qquad (29)$$

iar puterea ce poate fi transmisă:

$$P = \left(\sigma - \rho\,u^2 - E\delta\right) b\,\delta\,u\,(1 - e^{-\mu\alpha}). \qquad (30)$$

Determinarea valorii maxime a puterii, cu ajutorul condiţiilor:

$$\frac{\partial P}{\partial u} = 0\,; \quad \frac{\partial P}{\partial \delta} = 0, \qquad (31)$$

duce la următoarele rezultate:

$$\rho\,u^2 = \frac{\sigma}{5}\,;$$

$$E\,\frac{\delta}{d} = \frac{2\sigma}{5}\,; \qquad (32)$$

$$P_{max} = \frac{32\sqrt{5}}{1\,000} \cdot \frac{\mu\sigma^2}{E}\sqrt{\frac{\sigma}{\rho}}\,\alpha\,b\,d\,\frac{1 - e^{-\mu\alpha}}{\mu\alpha}$$

din care se vede că puterea transmisă depinde de:

— caracteristicile materialului: $\frac{\mu\sigma^2}{E}\sqrt{\frac{\sigma}{\rho}}$; (33)

— dimensiunile sistemului: αbd. (34)

În ceea ce priveşte caracteristicile materialului, este instructiv să fie comparat oţelul cu cauciucul (tabela 2).

Tabela 2

Materialul a	ρ	E	σ	μ	$\frac{\mu\sigma^2}{E}\sqrt{\frac{\sigma}{\rho}}$
Oţel b	800	2.10^{10}	2.10^7	0,05	$1{,}65.10^5$
Cauciuc c	100	5.10^7	2.10^5	0,35	$1{,}25.10^4$

De altfel, pentru cauciucul cu caracteristicile date se obţine rezultatul $\left(\alpha = \frac{\pi}{2}\right)$

$$\left.\begin{aligned} u &= 20\,\frac{\text{m}}{\text{s}} \\ \frac{\delta}{d} &= \frac{1}{600} \end{aligned}\right\} \qquad (35)$$

$$\frac{P_{max}}{bd} = 1\,500\,\frac{\text{kgfm}}{\text{m}^2\,\text{s}} = 20\,\frac{\text{CP}}{\text{m}^2}$$

VI. Arborele cotit

Dimensionarea arborelui cotit la vibraţii poate fi efectuată pe baza schemei din figura 7.

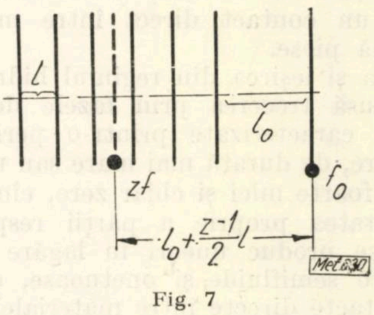


Fig. 7

Reducînd masele pieselor în mişcare la o masă comună şi ţinînd seama de momentul de inerţie al volantului se obţine:

$$\omega^2 = C\left(\frac{1}{\mathscr{F}_0} + \frac{1}{z\mathscr{F}}\right), \qquad (36)$$

(37) ceea ce cu $C = \frac{GI_p}{l}$ permite determinarea diametrului arborelui cotit, d

$$d^2 = \frac{32}{\pi} \frac{\omega^2}{G} \frac{l_0 + \frac{z-1}{2} l}{\frac{1}{\mathfrak{F}_0} + \frac{1}{z\mathfrak{F}}}. \qquad (38)$$

Pentru a putea permite o aplicație mai ușoară a relației se preconizează că avem un singur cilindru ($z = 1$); în acest caz:

$$d_1^4 = \frac{32}{\pi} \frac{\omega^2}{G} \frac{l_0}{\frac{1}{\mathfrak{F}_0} + \frac{1}{\mathfrak{F}}}. \qquad (39)$$

În consecință, diametrul arborelui cotit pentru mai mulți cilindri va fi:

$$\left(\frac{d}{d_1}\right)^4 = \left(1 + \frac{z-1}{2} \frac{l}{l_0}\right) \frac{1 + \frac{\mathfrak{F}}{\mathfrak{F}_0}}{\frac{1}{z} + \frac{\mathfrak{F}}{\mathfrak{F}_0}}. \qquad (40)$$

(41) Cu $\frac{l}{l_0} = \frac{2z}{z-1}$ (condiție particulară), se obține:

$$\frac{d}{d_1} = z^{1/4} \qquad (42)$$

relație care este redată în figura 8.

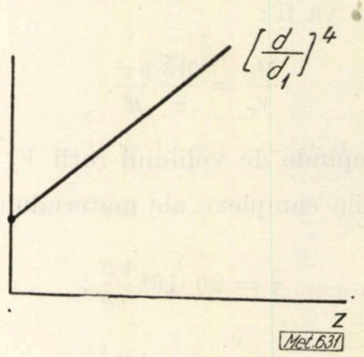


Fig. 8

Cîteva exemple de aplicații nu epuizează, desigur, problema enunțată. Ele însă ilustrează posibilitățile folosirii unei metodici mai raționale în ceea ce privește dimensionarea mașinilor, permițînd reducerea timpului de proiectare și obținerea unor forme mai corecte ale mașinilor.

CZ 621.822.5.001.13 : 621.891 : 669.018.24

Unele aspecte cantitative ale proprietăților funcționale ale materialelor pentru lagăre

GHEORGHE VASILCA

În general se admite că în lagărele cilindrice circulare care funcționează în regim hidrodinamic pelicula portantă de lubrifiant separă complet fusul de cuzinet, astfel încît nu are loc nici un contact direct între materialele celor două piese.

Intrarea și ieșirea din regimul hidrodinamic implică însă trecerea prin fazele de pornire și oprire, caracterizate printr-o perioadă de funcționare, de durată mai mare sau mai mică, la viteze foarte mici și chiar zero, cînd, numai sub greutatea proprie a părții respective a mașinii, se produc uneori în lagăre regimuri de mișcare semifluide și onctuoase, cu numeroase contacte directe între materialele fusului și cuzinetului.

Regimuri semifluide, mai mult sau mai puțin severe, se pot produce și în cazul suprasarcinilor, mai ales la lagărele cu solicitare dinamică, ca, de exemplu, la motoarele cu ardere internă. Durata, în general foarte scurtă, a suprasarcinilor și regimul de viteze mai favorabil fac ca asemenea momente de funcționare să poată fi suportate de lagăre fără ruperea definitivă a peliculei de lubrifiant, și deci fără o degradare a suprafețelor de alunecare, de natură a provoca încetarea funcționării.

Pînă în prezent se admite că, cel puțin la pornire și oprire, dată fiind existența a numeroase contacte directe între fus și cuzinet, caracteristicile funcționale ale lagărului sînt influențate de natura materialelor ansamblului de frecare. De altfel, în practică, deși marea majoritate a lagărelor funcționează normal în regim hidrodinamic, trecînd prin regimuri de mișcare semifluide numai la pornire și oprire, la proiectarea și construirea lor predomină considerentul unei anumite împerecheri în ce privește materialele fusului și cuzinetului.

Teoria hidrodinamică a lubrificației pune la îndemînă metode și formule destul de bune, cu ajutorul cărora pot fi soluționate probleme de calcul și proiectare ale celor mai variate și dificile lagăre, însă numai pentru regimul de funcționare hidrodinamic. Fenomenele fizice complexe de interacțiune, încă incomplet caracterizate din punct de vedere cantitativ, pot fi considerate și în prezent piedici în calea stabilirii unei relații care să definească și din punct de vedere cantitativ un proces de mișcare în regim semifluid.

În funcționarea lagărelor, pentru care nu se dispune de expresii cantitative, pot fi menționați, printre alți parametri, rezistența la presiunile pe muchii, comportarea față de impuritățile dure din lubrifiant, comportarea la uzură, precum și mulți alții în legătură cu condițiile de exploatare.

Studiul multora dintre parametrii funcționali ai ansamblurilor de frecare face astăzi obiectul unor minuțioase lucrări de cercetare pentru determinarea lor pe cale experimentală. Unele rezultate în această direcție pot fi considerate utile pentru proiectanții de lagăre, mai ales că o parte dintre aceste caracteristici de funcționare redau particularități care ușurează alegerea materialului din care trebuie să se confecționeze lagărul, în cazul folosirii materialelor-antifricțiune noi sau de înlocuire.

Astfel, cu ajutorul caracteristicii Lunn [1] se poate pune în evidență pe cale experimentală, cantitativ, comportarea în regim de frecare semifluid a multor materiale-antifricțiune.

Caracteristica Lunn are forma din figura 1 și redă, prin raportul dintre aria hașurată și aria întreagă, contactul metalic care se produce, în condiții experimentale date, într-un anumit timp.

Încercarea constă în a face, de exemplu, ca o bilă de oțel să se deplaseze cu o mișcare liniară alternativă, plecînd de la starea de repaus sub sarcină, pe suprafața unei epruvete din materialul-antifricțiune experimentat. Evoluția și amploarea contactului metalic în această mișcare sînt puse în evidență pe cale electrică și sînt redate calitativ cu ajutorul unui oscilograf catodic, iar cantitativ cu un voltmetru înregistrator. Din figură se vede că, în repaus, contactul metalic dintre bilă și materialul experimentat fiind desăvîrșit, tensiunea (pe ordonată) este zero, dar că, pe măsură ce mișcarea se amorsează și starea de mișcare se perpetuează, contactul metalic devine treptat mai slab, ceea ce este arătat prin creșterea tensiunii electrice. După un anumit timp, în cazul de față 250 s, la tensiunea de încercare de 20 mV, experiența poate fi considerată practic terminată, deoarece creșterea mai departe a tensiunii este neglijabilă.

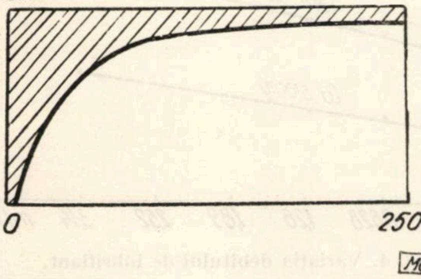


Fig. 1. Caracteristica coeficientului de frecare pentru un regim de frecare semifluid.

Pe această cale au putut fi puse în evidență, cantitativ, unele proprietăți funcționale ale aliajelor pentru lagăre, pentru care practic sînt pînă în prezent numai indicații calitative.

În figura 2 sînt redate cîteva caracteristici Lunn pentru un ansamblu de frecare oțel-compoziție cu bază de staniu, în aceleași condiții experimentale de ungere. Curbele *1*, *2* și *3* se referă la aliajul : 83,5% Sn, 8% Sb, 6,5% Cu, 2% Pb, iar curbele *4* și *5* la compoziția fără conținut de plumb : 84% Sn, 9% Sb, 7% Cu.

Duritatea epruvetelor confecționate din aliajele *1* și *4* a fost de HB (5/125/30) = 30, ambele epruvete avînd aceeași mărime a cristalelor de Sb, Sn (0,03 mm lungimea muchiilor). În cazul epruvetei corespunzătoare curbei *3*, lungimea muchiei cristalului de Sb, Sn a fost de 0,12 mm. La epruvetele din aliaj îmbătrînit (*2*, *5*) duritatea a fost HB = 29, iar mărimea cristalelor la fel ca și la epruvetele *1* și *4*.

Aliajele răcite repede, deci cu cristale mici, se comportă cel mai bine în regimurile semifluide, deoarece contactele metalice se pierd foarte curînd după începerea mișcării ($L = 19,5\%$ și $21,5\%$), fapt cunoscut din practică. Se constată, de asemenea, că prezența în proporție de 2—3% a plumbului în aliajul cu bază de staniu contribuie la ameliorarea proprietăților de funcționare în regim semifluid ($L = 19,5\%$ și 25%, față de $L = 21,5\%$ și 35%).

Influența diferitelor elemente de aliere și proporția lor în aliaje asupra proprietăților acestora la alunecare a putut fi conturată cantitativ și pentru alte aliaje. Așa, de exemplu, aliajul din 80% Sn, 10% Cu, 10% Sb are un indice $L = 50\%$. Prin reducerea conținutului de Cu și sporirea celui de Sb se ajunge la $L = 30\%$, deci la proprietăți de alunecare mai bune

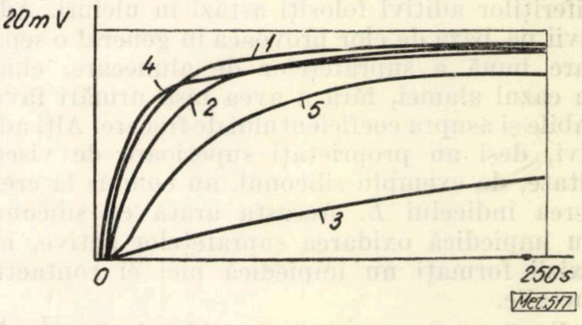


Fig. 2. Caracteristicile coeficientului de frecare pentru un ansamblu de frecare oțel-compoziție cu bază de staniu : *1* — $L = 19,5\%$, aliaj răcit repede după turnare; *2* — $L = 25\%$, aliaj îmbătrînit artificial; *3* — $L = 75\%$, aliaj răcit încet; *4* — $L = 21,5\%$, aliaj răcit repede; *5* — $L = 35\%$, aliaj îmbătrînit artificial.

Aliajele cu bază de plumb prezintă indici ($L = 10\%$) mai mici decît compoziţiile cu bază de staniu ($L = 20\%$), ceea ce confirmă comportarea mai bună a aliajelor cu bază de plumb în cazul solicitărilor dinamice mai mari.

Interesante sînt şi rezultatele cu privire la influenţa conţinutului de fier în aliajele cu bază de staniu fără plumb. Fierul, în proporţie de 0,1%, contribuie la formarea unei structuri cu grăunţi foarte fini. La un conţinut aşa mare de fier, indicele L creşte însă la 50%, faţă de 30%, deci comportarea este mai defavorabilă.

Încercările cu alamă au condus la $L = 100\%$ şi lipirea aliajului pe bila de oţel confirmă astfel că alamele se comportă rău la alunecare şi se lipesc pe fus.

Aliajele-antifricţiune cu bază de aluminiu dau în general la încercări similare indici L scăzuţi.

La încercarea fontelor-antifricţiune nu s-au obţinut rezultate concludente decît prin folosirea unei bile din carburi sinterizate. La încercarea în ulei s-au obţinut pentru indicele L sensibil aceleaşi valori atît la fontele cunoscute ca rezistente la uzură cît şi la cele obişnuite. Încercările la frecarea uscată au arătat că la fontele rezistente la uzură urma bilei este îngustă şi lucioasă ca o trăsătură de creion, faţă de urma mult mai lată şi mată obţinută în cazul fontelor obişnuite. Dacă aerul înconjurător posedă o umiditate de cel puţin 4%, aceste diferenţe ale urmelor dispar.

În ceea ce priveşte influenţa structurii aliajului asupra comportării acestuia la alunecare, s-a constatat că, în cazul aliajelor cu bază de staniu, prin îmbătrînirea artificială a aliajelor răcite repede indicele L creşte (fig. 2). Această creştere este mai puţin sensibilă la aliajele care conţin şi plumb.

Rezultate importante au fost obţinute pe această cale şi la studierea influenţei calităţii sau naturii lubrifiantului asupra comportării la alunecare a ansamblurilor de frecare. S-a putut urmări astfel valoarea antigripantă a diferiţilor aditivi folosiţi astăzi în uleiuri. Aditivii pe bază de clor provoacă în general o separare bună a suprafeţelor de alunecare, chiar în cazul alamei, fără a avea însă urmări favorabile şi asupra coeficientului de frecare. Alţi aditivi, deşi au proprietăţi superioare de viscozitate, de exemplu siliconul, au condus la creşterea indicelui L. Aceasta arată că siliconul nu împiedică oxidarea suprafeţelor active, iar oxizii formaţi nu împiedică nici ei contactul metalic.

Dacă se supune un ansamblu de frecare la probe de funcţionare cu porniri, opriri, funcţionare în regim hidrodinamic etc., se constată unele diferenţieri ale caracteristicilor, după natura împerecherilor de materiale. S-a constatat chiar mai de mult [2] că pentru aceleaşi condiţii experimentale de dimensiuni, sarcini, viteze şi lubrifiant, valoarea coeficientului de frecare variază pentru diferite aliaje, ca de exemplu (fig. 3) : la A — compoziţia cu bază de staniu — WM 80, la compoziţia cu bază de plumb cu conţinut de staniu $B = 74\%$ Pb, 6,9% Sn, 14,9% Sb, 1% Cu, 1,3% Ni şi 2% Cd şi fără conţinut de staniu $C = 81{,}63\%$ Pb, 0,98% Cu, 0,01% Ni şi 3,07% As.

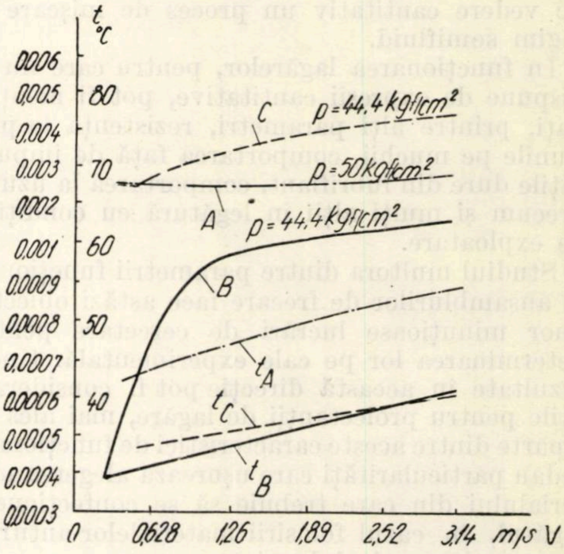


Fig. 3. Variaţia coeficientului de frecare pentru diferite aliaje, în acelaşi regim de frecare.

Experimental s-a constatat că în cazul ansamblurilor de frecare menţionate variază şi debitul de lubrifiant (fig. 4), ceea ce permite să se tragă concluzia că aliajele care suportă regimuri de sarcină mai grele necesită pentru funcţionare cantităţi de ulei mai mici.

Variaţiile caracteristicii coeficientului de frecare arătate în figura 3 ar putea fi atribuite în parte şi regimului termic din lagăr, puţin diferit, regim care a influenţat incontestabil viscozitatea lubrifiantului.

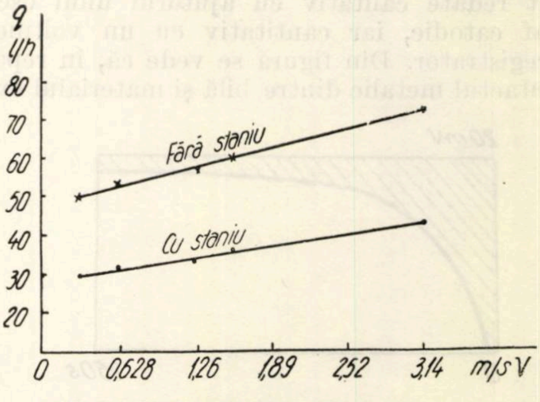


Fig. 4. Variaţia debitului de lubrifiant.

Încercările făcute cu funcţionarea lagărului la temperatură constantă, adică în regim termic constant, arată însă că variaţiile caracteristicilor de funcționare pentru materiale-antifricțiune diferite se mențin. În figura 5 se prezintă caracteristica coeficientului de frecare, în aceleași condiții experimentale [3], pentru compoziția cu bază de staniu Y — Sn 83, pentru aliajul cu bază de zinc $ZnAl_{30}Cu_{1.7}$ și pentru un cuzinet din material plastic pe bază de rășină furfurolfenolică cu tocătură textilă, la temperatura constantă de funcționare de 45°C. Echilibrul termic în lagăr, adică temperatura de funcționare constantă, s-a obținut la experimentare, printr-o încărcare corespunzătoare a lagărului la viteza de alunecare respectivă și răcirea lui pe cale naturală. Se constată și în acest caz că diferențierea sub aspectul cantitativ între caracteristicile coeficientului de frecare în cazul ansamblurilor de frecare construite din materiale diferite se menține.

Se menționează că la aceste încercări au fost luate în considerare numai punctele de funcționare de pe ramura ascendentă din dreapta a curbei lui Stribeck (începutul și continuarea domeniului hidrodinamic) și că diagramele reprezintă valorile f/ψ, pentru a elimina influența jocului din lagăr, luat diferit pentru fiecare ansamblu de frecare în parte.

Variații analoge pot fi constatate și la alți parametri funcționali, ca de exemplu la caracteristica de sarcină $p = \Phi(v)$ pentru ansambluri de frecare diferite. O astfel de caracteristică poate fi prezentată, pentru comparație, și sub forma $p/\psi^2 = \Phi(v)$, dacă toți ceilalți parametri experimentali sînt aceiași, cu excepția jocului relativ ψ. În figura 6 sînt arătate caracteristicile $p/\psi^2 = \Phi(v)$ pentru cele două aliaje metalice și pentru materialul plastic menționat, în cazul unui regim de funcționare termic constant, la temperatura de 45°C.

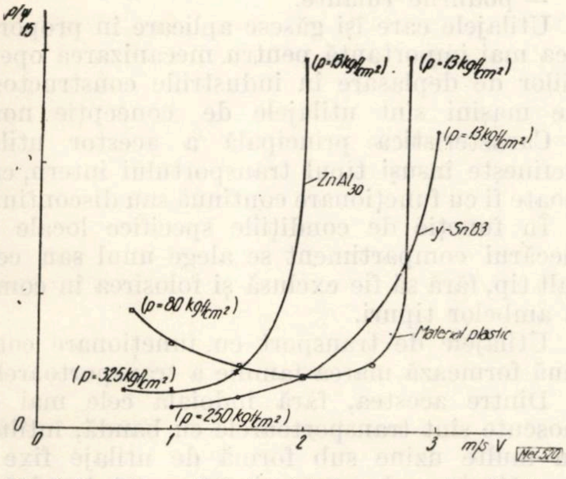


Fig. 5. Variația coeficientului de frecare pentru diferite aliaje, la temperatură constantă.

Se poate constata că, de exemplu, caracteristicile materialului plastic se deosebesc sensibil de acelea ale materialelor-antifricțiune metalice.

Pentru materialele-antifricțiune metalice, cercetările pentru cunoașterea cauzelor care conduc la comportarea lor diferită la alunecare sînt mai avansate. Se admite, în general, că fenomenul este de natură fizico-chimică ; s-au putut

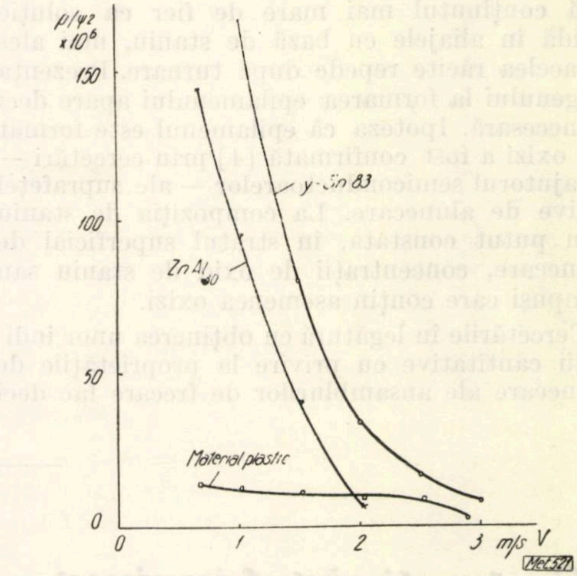


Fig. 6.

emite și unele ipoteze cu privire la acțiunile reciproce metal-fus-lubrifiant-metal-cuzinet-mediu ambiant, care pot constitui baze de plecare pentru lămurirea deplină a acestui fenomen.

Lunn admite că, în cazul experiențelor sale, ruperea contactului metalic și separarea suprafețelor de alunecare s-ar datora unui strat subțire și consistent, pe care îl denumește epilamen. Acest strat se formează pe suprafața de alunecare sub acțiunea mișcării și a presiunii, caracteristicile lui, ca viteza de formare, consistența, aderența etc. depinzînd de natura și constituenții structurali ai materialelor ansamblului de frecare, de natura lubrifiantului și de mediul înconjurător. Epilamenul nu este un film de lubrifiant și nu are legătură cu proprietățile de viscozitate ale acestuia. Formarea lui la începutul mișcării de alunecare poate fi considerată ca o necesitate pentru trecerea în regim de funcționare hidrodinamic, fără acțiuni de uzură și deci de distrugere a microgeometriei suprafețelor de alunecare active. Modul cum se formează acest epilamen nu este încă pe deplin lămurit. Se pare că el se formează prin oxidarea uleiului, sau a unora din elementele care intră în compoziția lui, și că metalele suprafețelor de alunecare reacționează chimic cu aceste produse de oxidare, mișcarea și presiunea avînd rolul de catalizatori. În orice caz, se pare că în această reacție constituenții metalici importanți sînt aceia cu temperatura de topire cea mai joasă, adică soluțiile solide și eutecticii care sînt chimic mai activi. În această direcție, încercările cu metalele albe cu bază de staniu au arătat că atît plumbul în eutectic cît şi soluţiile solide suprasaturate de stibiu şi de cupru în staniu au proprietăţi deosebit de favorabile de a forma epilamen. Aceleaşi efecte le au şi staniul în aluminiu şi fosforul în aliajele de cupru. Un efect negativ prezintă însă conţinutul mai mare de fier ca soluţie solidă în aliajele cu bază de staniu, mai ales în acelea răcite repede după turnare. Prezenţa oxigenului la formarea epilamenului apare deci ca necesară. Ipoteza că epilamenul este format din oxizi a fost confirmată [4] prin cercetări — cu ajutorul semiconductoarelor — ale suprafeţei active de alunecare. La compoziţia de staniu s-au putut constata, în stratul superficial de alunecare, concentraţii de oxid de staniu sau compuşi care conţin asemenea oxizi.

Cercetările în legătură cu obţinerea unor indicaţii cantitative cu privire la proprietăţile de alunecare ale ansamblurilor de frecare fac deci progrese. Este deci indicat pentru proiectanţi să folosească astfel de rezultate şi la calcularea lagărelor să ţină seamă de caracteristicile funcţionale experimentale ale împerecherii de materiale pe care o fac, mai ales atunci cînd se utlizează în construcţie materiale-antifricţiune noi sau de înlocuire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lunn, B. *Epilamen — und Mischreibung aus der Sicht des Metalekundlers. VDI Berichte,* Reibun und Schmirung, Band 20, 1957, p. 41.

[2] Heidebroek, E. *Forschungen auf dem Gebiete der Lagertechnik.* În : Automobiltechnische Zeitschrift, ATZ, 1941, nr. 14, p. 349.

[3] Isăcescu, D., Vasilica, Gh., Nica, Al. şi Calcan, V. *Unele proprietăţi funcţionale ale unui material plastic pe bază de furfurolfenol ca material pentru lagăre.* În : Studii şi cercetări de mecanică aplicată, IX, 4, 983, 1958.

[4] Lunn, B. *Some Experiments with Sleeve Bearing Metals.* În : Trans. Dan. Acad. Tech. Sci. 1952, nr. 2.

Pentru tînărul inginer

CZ 656.52 : 621.7

Raţionalizarea transportului intern în uzinele constructoare de maşini

Ing. VALENTIN CĂLINESCU şi ing. ALEXANDRU OANEA

Uzina „Semănătoarea" – Bucureşti

În acest articol se vor prezenta pe scurt principalele tipuri de utilaje de transport care pot fi folosite în uzinele constructoare de maşini.

Utilajele pot fi fixe sau mobile. La acestea din urmă, deplasarea se poate efectua fie numai în afara perioadei de lucru fie şi în timpul acestei perioade.

Deplasarea sarcinii se poate face în regim continuu sau în regim discontinuu.

Printre utilajele de transport se numără, în primul rînd, utilajele simple, cum sînt vinciurile şi cricurile mecanice, scripeţii de mînă, troliile cu acţionare manuală sau electrică, macaralele diferenţiale cu lanţ, precum şi cărucioarele simple.

Transportul intern organizat după criterii moderne în industria constructoare de maşini nu foloseşte nici unul dintre aceste utilaje.

Dintre utilajele de transport care se folosesc în mod curent în organizarea transporturilor interne, fac parte şi utilaje grele, mai complexe, printre care :

— palanele cu acţionare manuală sau electrică, care lucrează pe monoşine sau pe grinzi rulante ;

— macaralele de diferite tipuri — de la macarale pivot la macarale portal ;

— podurile rulante.

Utilajele care îşi găsesc aplicare în proporţia cea mai importantă pentru mecanizarea operaţiilor de deplasare în industriile constructoare de maşini sînt utilajele de concepţie nouă.

Caracteristica principală a acestor utilaje defineşte însuşi tipul transportului intern, care poate fi cu funcţionare continuă sau discontinuă.

În funcţie de condiţiile specifice locale ale fiecărui compartiment se alege unul sau celălalt tip, fără să fie exclusă şi folosirea în comun a ambelor tipuri.

Utilajele de transport cu funcţionare continuă formează marea familie a transportoarelor.

Dintre acestea, fără îndoială cele mai cunoscute sînt transportoarele cu bandă, întîlnite în multe uzine sub formă de utilaje fixe în turnătorie, unde servesc la transportul pe bandă de cauciuc al pămînturilor, sau sub formă de utilaje mobile pe rampa căii ferate, cînd sînt folosite la descărcarea vagoanelor ce duc materiale de fuziune în vrac.

În afara materialelor în vrac, transportoarele cu bandă mai pot fi folosite şi pentru transportarea pieselor mici și mijlocii la producția de mare serie sau a ambalajelor goale sau pline —cutii, saci — la secțiile de ambalaj, în depozite sau la încărcări și descărcări

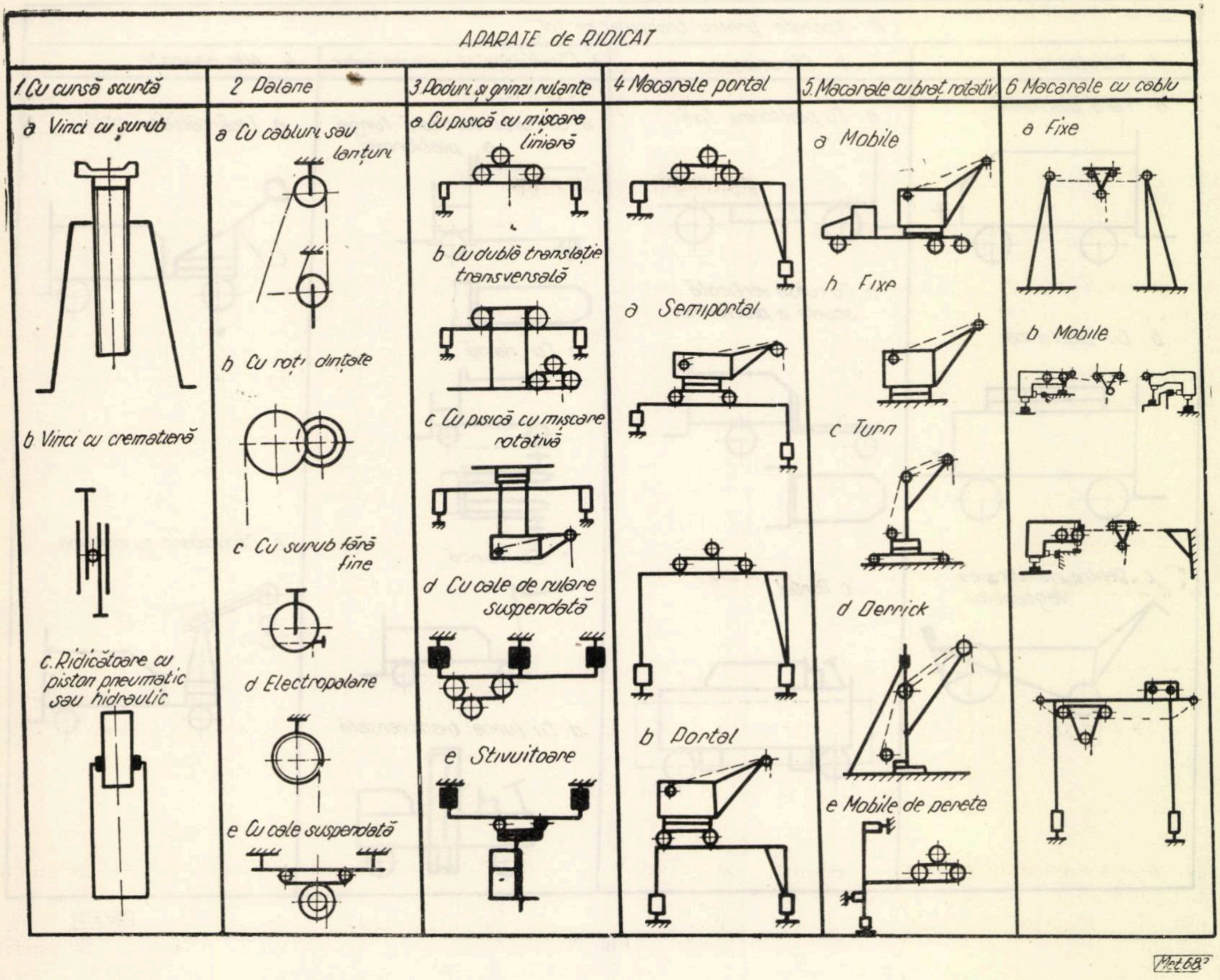

APARATE de RIDICAT
1 Cu cursă scurtă
a Vinci cu șurub
b Vinci cu crematieră
c. Ridicătoare cu piston pneumatic sau hidraulic
2 Palane
a Cu cabluri sau lanțuri
b Cu roți dințate
c Cu șurub fără fine
d Electropalane
e Cu cale suspendată
3 Poduri și grinzi rulante
a Cu pisică cu mișcare liniară
b Cu dublă translație transversală
c Cu pisică cu mișcare rotativă
d Cu cale de rulare suspendată
e Stivuitoare
4 Macarale portal
a Semiportal
b Portal
5. Macarale cu braț rotativ
a Mobile
b Fixe
c Turn
d Derrick
e Mobile de perete
6 Macarale cu cablu
a Fixe
b Mobile
Met 68

Fig. 1

Pentru transportul pieselor calde, de exemplu, la ieșirea din cuptoarele de forjă sau de tratament termic, benzile de transport se execută din plăci sau împletituri metalice termorezistente sau chiar țesute din fire de azbest.

Transportoarele cu melc își găsesc întrebuințare mai ales acolo unde se pune preț pe dozarea și constanța debitului materialului transportat.

Transportoarele cu role se folosesc pentru transportul pe distanțe scurte. Dacă rolele nu sînt acționate mecanic, deplasarea se face fie prin împingere cu mîna dacă transportorul este orizontal — de obicei de la un loc de muncă la altul învecinat —, fie sub acțiunea gravității, cînd transportorul este înclinat, în ateliere sau depozite.

O importanță crescîndă revine transportoarelor cu lanț pentru care se folosește și denumirea de „conveiere”. Lanțul poate fi așezat la sol sau îngropat — transportor la sol. Asemenea transportoare sînt în curs de realizare — spre exemplu — pentru hala de montaj a uzinei „Semănătoarea”. Trei de astfel de transportoare vor servi pentru montarea combinei de cereale, montarea celorlalte mașini agricole și vopsirea finală a tuturor mașinilor produse. Al patrulea transportor, cu lanțul îngropat într-un canal și avînd o lungime totală de 584 metri, va servi pentru deplasarea unor cărucioare cu platformă, pe care piesele și subansamblele vor ajunge din depozit la platformele de montaj-subansamble, la vopsitoria de piese și subansamble și apoi la platformele de montaj general amplasate de-a lungul transportoarelor de montaj pe bandă.

Lanțul transportorului poate fi suspendat pe o construcție metalică de susținere și ghidare — transportoare suspendate — foarte frecvent întîlnite în prezent în industrie. Asemenea transportoare suspendate funcționează în prezent spre exemplu în turnătoria uzinei „Semănătoarea” unde servesc la transportul miezurilor și al pieselor confecționate din fontă maleabilă.

Proiectul, în curs de realizare la uzinele „Semănătoarea"-București, prevede nu mai puțin de 9 transportoare suspendate care vor fi montate pentru vopsitoriile de piese și subansamble.

a produselor ce se îndrumă pe diferite căi de ramificație, precum și cu sisteme de control al debitului prin debreierea și ambreierea în cascadă a cîrligelor de transport.

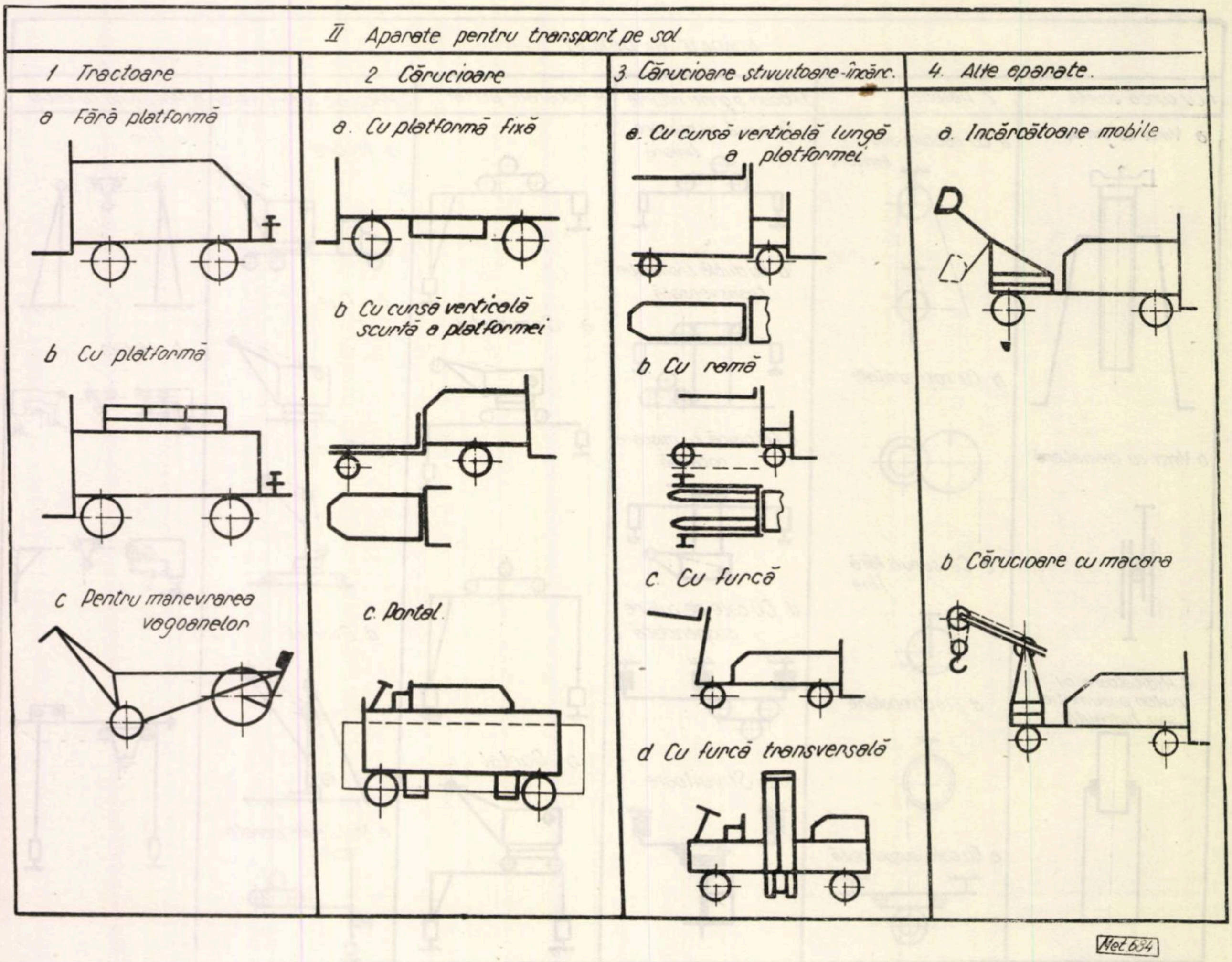

II Aparate pentru transport pe sol
1 Tractoare
a Fără platformă
b Cu platformă
c Pentru manevrarea vagoanelor
2 Cărucioare
a. Cu platformă fixă
b Cu cursă verticală scurtă a platformei
c. Portal.
3. Cărucioare stivuitoare-încărc.
a. Cu cursă verticală lungă a platformei
b Cu ramă
c. Cu furcă
d Cu furcă transversală
4. Alte aparate.
a. Încărcătoare mobile
b Cărucioare cu macara
Met 634

Fig. 2.

Perfecționările aduse în ultima vreme transportoarelor suspendate vor duce fără îndoială la folosirea lor pe scară din ce în ce mai largă în industrie. În cele ce urmează se va analiza acest utilaj, în forma cea mai modernă.

Transportorul suspendat se caracterizează, în primul rînd printr-o foarte mare adaptabilitate la produsele transportate; el se poate deplasa în toate planurile, deservind astfel orice loc de muncă, ocolind toate obstacolele. Transportorul suspendat trece piesele prin tunele de tratament termic, cabine de vopsire, tunele de uscare, în care omul nu poate avea acces. Se asigură astfel regularizarea debitelor și a timpilor de prelucrare.

În afara elementelor componente obișnuite — lanț, cale de ghidare și cîrlige de transport de orice formă — transportoarele suspendate moderne sînt dotate și cu: ramificații cu ace, dispozitive electronice de triere cantitativă

Introducerea acestui sistem de debreiaj-ambreiaj permite formarea unei rezerve de piese în fața muncitorului și îi asigură acestuia controlul mișcării pieselor. Există astfel, de pildă, posibilitatea ca muncitorul, după ce a controlat o piesă, să provoace plecarea ei spre următorul loc de muncă și înlocuirea imediată prin piesa următoare.

Transportoarele suspendate echipate cu un asemenea dispozitiv sînt denumite transportoare aritmice, spre deosebire de transportoarele cu deplasare continuă cu viteză constantă a sarcinilor, transportoare ritmice.

În prezent, costurile de investiții și întreținere ale transportoarelor aritmice au ajuns atît de scăzute încît ele sînt recomandabile pentru soluționarea — avantajoasă din punct de vedere tehnic și economic — a numeroase probleme de stocare și alimentare a liniilor de fabricație și de montaj.

Transportoarele suspendate completate cu dispozitivele arătate permit în special următoarele operații :

— deservirea în paralel a locurilor de muncă ;
— stocarea pieselor transportate ;
— alimentarea locurilor de muncă în serie conform cerințelor procesului tehnologic.

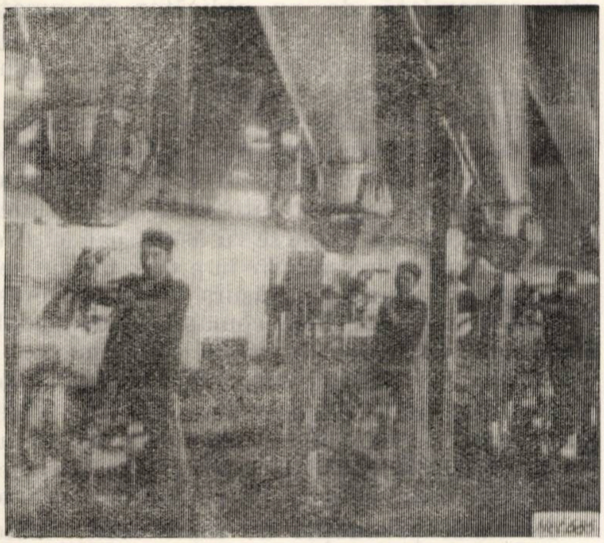


Fig. 3, *a*. Conveierul de turnare în zona mașinilor de format.

Pentru deservirea în paralel a locurilor de muncă se folosește un transportor ritmic în circuit închis, care formează depozitul mobil. Din acesta se preiau, prin ramificații — la momentul și în cantitățile dorite — produsele care trebuie distribuite la locurile de muncă. Comanda trecerii prin ramificații spre liniile secundare se face prin comenzi-program, atunci cînd planul de producție este constant pe un timp mai îndelungat. În cazul variației continue a programului de lucru, ramificațiile sînt comandate fie prin tampoane de acționare fixate pe cîrligele de transport, fie centralizat, de exemplu prin bile de oțel introduse în număr corespunzător în canalele unui tambur care comandă mișcările.

La stocarea pieselor pe transportoarele aritmice servind drept depozite mobile, cîrligele de transport libere stau grupate înaintea postului de încărcare ; după încărcare, fiecare cîrlig de transport se deplasează pînă înaintea postului de descărcare unde formează un stoc. Se evită astfel existența pe circuit a unui amestec eterogen de cîrlige libere și încărcate care duc la așteptări și întîrzieri în desfășurarea procesului de producție. Tot prin folosirea transportoarelor aritmice se asigură

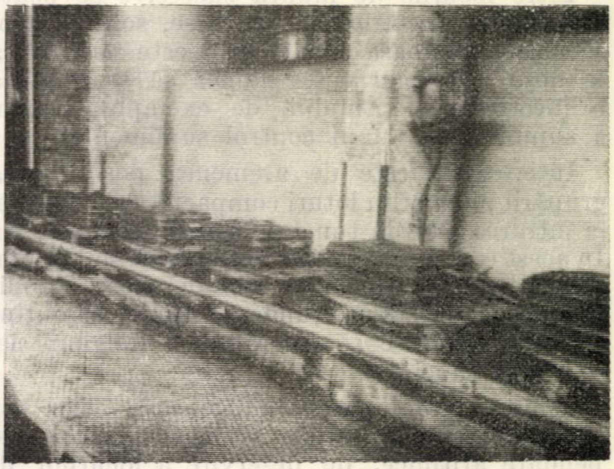


Fig. 3, *b*. Conveierul de turnare în zona turnării.

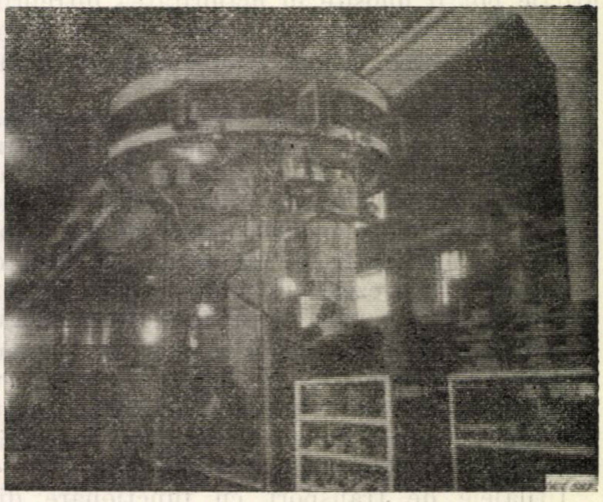


Fig. 3, *c*. Monoșină pentru transportul oalelor de turnare.

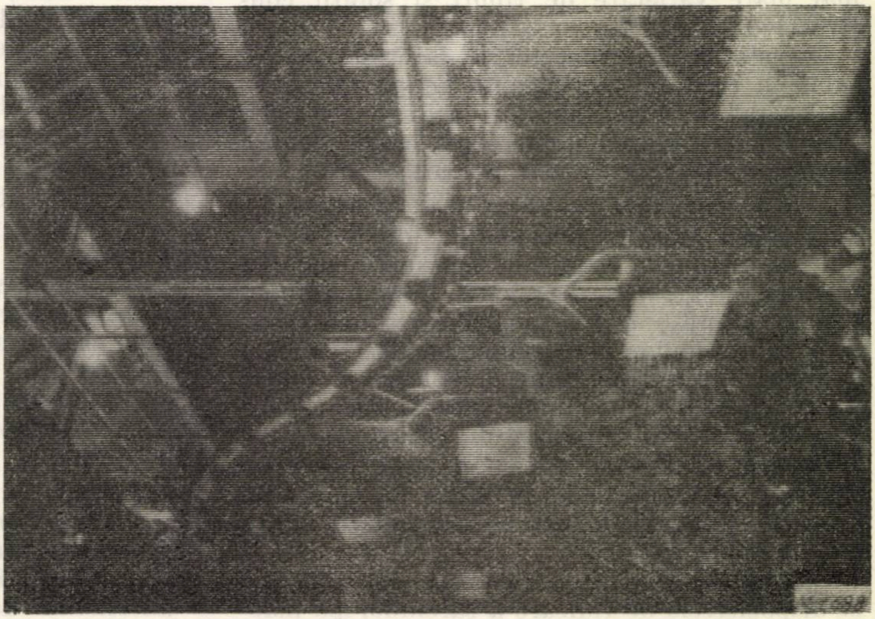


Fig. 3, *d*. Transportor suspendat pentru piese turnate.

alimentarea locurilor de muncă în serie conform cerințelor procesului tehnologic.

Între locurile de muncă succesive se poate realiza un stoc-tampon de piese, soluție deosebit de valoroasă atunci cînd este necesar ca la unul din locurile de muncă să se producă o încetinire a ritmului, de exemplu, pentru a supune piesa unui control suplimentar.

Interesantă este de asemenea posibilitatea grupării pieselor în loturi compacte, de exemplu, la intrarea într-un tunel de uscare la vopsitorii. În acest caz, un dispozitiv acționează ambreiajul atunci cînd s-a format lotul de piese stabilit dinainte și acesta pătrunde în tunel. Se obține astfel o reducere considerabilă a lungimii necesare a tunelului.

Aplicînd combinarea judicioasă a celor trei funcțiuni enumerate ale transportoarelor suspendate aritmice, de deservire a locurilor de muncă în paralel și în serie și de stocare, aceste utilaje pot fi folosite în majoritatea întreprinderilor constructoare de mașini pentru rezolvarea a aproape tuturor problemelor de transport intern.

Prin folosirea pe scară largă a transportoarelor și îndeosebi a celor cu lanț se realizează tendința modernă de a îmbina procesul de deplasare cu executarea unor operații tehnologice. În timp ce înainte operațiile de transport erau exterioare în raport cu procesul de prelucrare, în prezent, în multe cazuri ele constituiau de fapt o parte a procesului tehnologic.

Transportul a încetat a mai fi un element auxiliar al producției, în sensul vechi al cuvîntului ; el exercită o influență esențială asupra întregii structuri a procesului de producție. Este deci un factor calitativ nou.

Utilajele de transport cu funcționare discontinuă sînt acelea la care se întîlnește cea mai mare varietate de tipuri și soluții constructive.

Această mare varietate se datorește succesului cu care au fost primite aceste utilaje — în general de creație recentă — ceea ce se explică prin universalitatea domeniilor lor de folosire și prin mobilitatea marii lor majorități.

Printre cele mai simple utilaje de acest tip se numără ridicătoarele simple, de obicei cu amplasament fix, care sînt acționate mai rar mecanic, mai des pneumatic sau hidraulic. Ele se folosesc pentru manevrarea pe verticală a sarcinilor, eliminînd efortul fizic al omului. Un exemplu tipic de folosire îl reprezintă ridicătorul pneumatic folosit, spre exemplu, la Uzinele de tractoare din Brașov și ,,Semănătoarea"-București pentru mișcarea coșurilor cu piese încălzite în băile de călire, la atelierul central de tratamente termice și în alte ateliere.

Specializarea acestor ridicătoare se întîlnește la dispozitivele de ridicare a sarcinilor pe platformele camioanelor, precum și la unele dispozitive de ridicare a pieselor la mașinile-unelte.

Aceste dispozitive de alimentare a mașinilor-unelte au forme și complexități din cele mai variate. Acolo unde mașinile-unelte prelucrează piese grele, este indicat ca lîngă fiecare mașină-unealtă să se găsească un dispozitiv de tipul unei macarale-pivot, la care ridicarea este comandată de un ridicător pneumatic sau hidraulic, mai rar electric, și cu ajutorul căruia piesa este luată de pe mijlocul de transport care a adus-o și așezată pe mașină.

În cadrul sistematizării uzinei ,,Semănătoarea", la atelierul de prelucrare a tablelor fiecare presă care se alimentează direct cu foi mari de tablă va avea lîngă ea cîte două mese ridicătoare. Pe una din mese se va așeza pachetul de table care urmează să intre în presă, iar pe cealaltă se vor depune, pe măsura ieșirii din presă, tablele prelucrate. Prin comanda unei pedale, masa cu pachetul de table neprelucrate se va ridica pe măsura micșorării înălțimii pachetului, în timp ce masa care primește tablele prelucrate se va coborî așa încît de fiecare dată tabla care intră în presă și cea care iese din presă să fie la același nivel cu masa presei.

În cazul producției de mare serie, tablele mari care sînt prelucrate succesiv pe mai multe prese sînt trecute de la o presă la cea următoare cu ajutorul unor brațe articulate, cu comandă automatizată, prinderea tablei făcîndu-se pneumatic, prin ventuze sau electromagnetic.

Organizarea judicioasă a producției de mare serie și de masă comportă mecanizarea integrală și în general complet automatizată a transportului pieselor de la o mașină la alta, precum și a alimentării mașinilor-unelte. Se folosesc în acest scop dispozitive dintre cele mai variate, armonios îmbinate din transportoare cu bandă sau cu role, brațe rotitoare, tambure indexate, dispozitive de prindere cu acționare — de obicei pneumatică — și multe altele.

Dintre utilajele de transport cu funcționare discontinuă s-au expus cele care au amplasament fix în atelier.

Deosebit de importante sînt însă acele utilaje la care principala caracteristică este mobilitatea.

Cele mai cunoscute utilaje de acest fel sînt cărucioarele mecanizate. Sînt cunoscute în special electrocarele, vehicule de transport acționate prin unul sau două electromotoare de curent continuu care transportă produse atît pe platforma proprie cît și lucrînd ca tractor de remorci.

Acționarea acestui tip de cărucioare se poate face și cu motor cu combustie internă — cu aprinderea prin scînteie sau Diesel. Avantajul unei exploatări mai ieftine și al unei mai mari autonomii de deplasare este compensat de eliminarea în atmosferă a gazelor de evacuare care, mai ales în cazul motoarelor cu benzină, sînt toxice şi deci nerecomandabile pentru încăperi închise.

Utilajul cel mai interesant pentru rezolvarea problemelor generale ale transportului intern este fără îndoială căruciorul încărcător sau stivuitor, numit în mod curent şi autoîncărcător sau autostivuitor. El este o maşină cu mari posibilităţi care, desigur, va juca un rol important în creşterea generală a productivităţii muncii. Această maşină—comandată de o mînă pricepută—este în stare să execute o serie de operaţii : să apuce încărcătura, să o ridice sau să o coboare şi să o deplaseze în orice direcţie, cu singura condiţie ca drumul să fie bine întreţinut ; ea poate să aşeze din nou încărcătura împingînd-o înainte sau înapoi, poate să o ridice şi să o aşeze pe o stivă înaltă.

La început, căruciorul încărcător avea numai furci. Ulterior au apărut şi dispozitive de apucare, cupe, dispozitive de întoarcere, de răsturnare, dispozitive de împingere, braţe de ridicare şi multe alte dispozitive de lucru. S-a ajuns ca această maşină ingenioasă să înlocuiască cu succes, în multe privinţe, mîinile omului.

Dezvoltarea şi perfecţionarea căruciorului încărcător îl apropie tot mai mult de şasiul autopropulsat, care în agricultură ia treptat locul tractorului obişnuit. Astfel, aceste două maşini, care au apărut în condiţii cu totul diferite — în virtutea logicii generale a dezvoltării tehnice — duc la acelaşi scop : mecanizarea complexă şi elastică a lucrărilor auxiliare şi de transport.

În condiţiile unei juste organizări, folosirea largă a căruciorului încărcător — împreună cu un complex de dispozitive de lucru şi cu ambalaje raţional proiectate — va determina o cotitură fundamentală în întreaga organizare a lucrărilor de transport şi de depozitare, va crea noi posibilităţi pentru o reducere substanţială a cheltuielilor de muncă socială.

Căruciorul încărcător începe de la forma cea mai simplă a unui dispozitiv cu furcă, pe roţi, deplasat de pe sol cu ajutorul unei tije de tracţiune, care serveşte şi drept pîrghie pentru acţionarea micii pompe hidraulice care comandă ridicarea furcii. Treapta următoare o reprezintă cărucioarele deplasate tot de pe sol dar la care acţionarea ridicării furcii este făcută mecanizat, de obicei de către un electromotor alimentat de la o baterie de acumulatoare.

Forma cea mai des întîlnită este cea a căruciorului la care manipulantul este aşezat pe un scaun pe platforma căruciorului, de unde comandă atît deplasarea utilajului cît şi cea a dispozitivului de ridicare.

Cărucioarele ridicătoare se împart în general în trei categorii după forţa de ridicare : grupa de la 200 la 1 000 kg este formată din cărucioarele cu deplasare şi acţionare cu comandă de pe sol, grupa de la 1 000 la 3 000 kg cuprinde construcţiile normale, cu comandă de pe platforma căruciorului. Vin apoi tipurile grele de 5 000 pînă la 10 000 kg care sînt folosite pe şantiere, în gări etc.

În cadrul colaborării dintre ţările lagărului socialist pe linie C.A.E.R., Republica Populară Bulgaria asimilează în prezent fabricaţia electrocarelor, precum şi a încărcătoarelor cu furcă cu acţionare electrică şi a electrotractoarelor, gama totală cuprinzînd 14 diferite tipuri de asemenea utilaje totalizînd 40 dimensiuni, cu capacitatea utilă variind de la 600 la 5 000 kg (tab. 1 — 6).

Prima şi cea mai necesară condiţie pentru introducerea unui sistem complet mecanizat de deplasare a materialelor şi produselor este comasarea unităţilor ce trebuie transportate.

Alegerea justă a unităţilor de transport sau, cum i se mai spune, „de manipulare" reprezintă o sarcină importantă şi destul de complicată. Această alegere este legată de mulţi factori tehnici şi organizatorici.

Baza grupării încărcăturilor şi a creării unităţii de transport mai mari este, bineînţeles, ambalajul ; nu ambalajul obişnuit de împachetat, ci un ambalaj care nu dispare după prima sa cursă, ci are caracter permanent, fiind numit ambalaj „de circulaţie". Acest ambalaj însoţeşte diferitele încărcături pe întregul lor parcurs, iar după aceea întorcîndu-se la locul de pornire este expediat din nou, cu alte încărcături.

Folosirea celor mai noi mecanisme de transport, în special a cărucioarelor încărcătoare, devine în multe cazuri eficientă numai dacă se aleg just noile tipuri de ambalaj.

Primul, şi unul dintre cele mai interesante ambalaje, este paleta de lemn standardizată (fig. 4). Este vorba de o platformă de lemn, obişnuită, cu dimensiunile de 800 × 1 200 mm, formată din 5 scînduri aşezate în trei şipci de lemn — două pe margini şi una la mijloc — şi fixate bine cu şuruburi şi cuie. Aceste trei şipci sînt aşezate la rîndul lor pe cîteva scînduri, fiind strîns fixate între ele. Între scîndurile de sus şi cele de jos se formează un spaţiu : două locaşuri de înălţimea şipcilor, în care pot

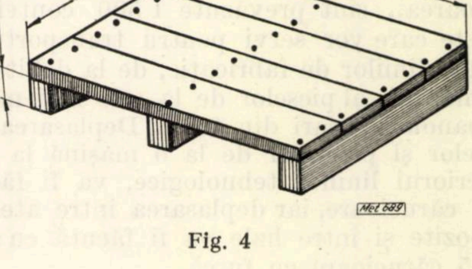


Fig. 4

intra furcile autoîncărcătorului, ,,braţele'' acestuia.

Pe această paletă se pot aşeza saci, cutii, pachete sau chiar direct piese. Cele mai diverse încărcături se transformă astfel într-o singură unitate de transport, care poate fi manipulată cu excepţională uşurinţă de căruciorul încărcător.

Completarea paletei cu montanţi, de obicei metalici, la colţuri, permite stivuirea paletelor, încărcate una peste alta.

Treapta următoare este reprezentată de conteinere. Punctul de plecare al acestora nu este altul decît paleta cu montanţi, între care s-au aşezat pereţi. Trecînd la execuţia din tablă s-a ajuns la recipienţi de greutate redusă formaţi din table nervurate, cu întărituri la colţuri şi cu picioare din profile executate din tablă îndoită.

În prezent, tehnica mondială a transporturilor foloseşte pe scară extrem de largă conteinerele, în care produsele pot fi transportate direct din hala de montaj a producătorului pînă la depozitul beneficiarului, conteinerul putînd fi transbordat de oricîte ori este necesar cu ajutorul utilajelor mecanizate de manipulare, mai ales cu cărucioarele încărcătoare cu furcă.

Este de la sine înţeles că varietatea mare de probleme care s-au pus în privinţa folosirii conteinerelor a dus la forme cît se poate de variate.

Una dintre problemele cele mai importante, aceea a readucerii conteinerelor goale la punctul de plecare, a dus la realizarea conteinerelor pliante, la care în stare descărcată pereţii laterali se închid deasupra fundului, formînd un ansamblu de înălţime redusă.

Pereţii conteinerelor se execută atît din tablă, cît şi din plasă de sîrmă, din plăci de material plastic, din rame metalice cu panouri din lemn, din lemn aglomerat etc.

În cadrul sistematizării multora din uzinele noastre constructoare de maşini, transportul intern este prevăzut să folosească pe scară largă utilajele de manipulare cu funcţionare discontinuă şi cu mare mobilitate, de tipul celor descrise.

Astfel, spre exemplu, pentru uzina ,,Semănătoarea,, sînt prevăzute 1 500 conteinere şi palete care vor servi pentru transportul, de-a lungul liniilor de fabricaţie, de la debitare pînă la montaj, al pieselor de la cele mai mici pînă la panourile mari din tablă. Deplasarea conteinerelor şi paletelor de la o maşină la alta, în interiorul liniilor tehnologice, va fi făcută cu 200 cărucioare, iar deplasarea între ateliere, în depozite şi între hale va fi făcută cu ajutorul a 15 cărucioare cu furcă.

Rezumînd cele expuse se poate face o clasificare de orientare pentru principalele tipuri de maşini şi aparate pentru transportul intern în intreprinderile industriei constructoare de maşini, clasificare care nu exclude variatele posibilităţi de combinare şi dezvoltare a tipurilor de bază menţionate :

a. Maşini şi aparate cu acţiune preponderent intermitentă

I. *Aparate de ridicat*

1. Aparate de ridicat cu cursă scurtă:
   vinciuri cu şurub ;
   vinciuri cu cremalieră ;
   aparate de ridicat cu piston pneumatic sau hidraulic.
2. Palane:
   palane cu cabluri sau lanţuri ;
   palane cu roţi dinţate ;
   palane cu şurub fără fine ;
   electropalane ;
   palane cu cale suspendată.
3. Poduri şi grinzi rulante :
   poduri cu grinzi rulante cu cărucior cu mişcare liniară ;
   poduri şi grinzi rulante cu dublă translaţie transversală ;
   poduri şi grinzi rulante cu cărucior cu mişcare rotativă ;
   poduri şi grinzi rulante cu cale de rulare suspendată ;
   poduri şi grinzi rulante stivuitoare.
4. Macarale portal:
   macarale semiportal ;
   macarale portal.
5. Macarale cu braţ şi rotative:
   macarale rotative mobile ;
   macarale rotative fixe ;
   macarale rotative turn ;
   macarale Derrick ;
   macarale mobile de perete.
6. Macarale cu cablu:
   macarale fixe cu cablu ;
   macarale portal cu cablu (mobile).

II. *Aparate pentru transport pe sol*

1. Tractoare:
   tractoare fără platformă de încărcare ;
   tractoare cu platformă de încărcare ;
   cărucioare manuale pentru manevrarea vagoanelor.
2. Cărucioare:
   cărucioare cu platformă fixă ;
   cărucioare cu cursă verticală scurtă a platformei ;
   cărucioare-portal cu cursă verticală a plaformei.
3. Cărucioare stivuitoare-încărcătoare:
   cărucioare cu cursă verticală lungă a platformei ;
   cărucioare stivuitoare cu ramă ;
   cărucioare stivuitoare cu furcă ;
   cărucioare stivuitoare cu furcă transversală.
4. Alte aparate:
   încărcătoare mobile ;
   cărucioare cu macarale.

b. Maşini şi aparate cu acţiune preponderent continuă

III. *Transportoare cu mişcare continuă*

1. Pentru materiale în vrac:
   transportoare cu cupe ;
   transportoare cu racleţi ;
   transportoare cu lanţuri purtătoare ;
   transportoare cu melc deschise ;
   transportoare cu melc închise ;
   transportoare vibratoare ;
   transportoare pneumatice.

2. Pentru piese:

- transportoare cu lanţuri;
- transportoare suspendate;
- transportoare cu platouri;
- transportoare pater-noster;
- transportoare stivuitoare;
- mese mobile cu mişcare circulară;
- căi cu role.

3. Pentru piese şi pentru materiale în vrac:

- transportoare cu bandă continuă;
- transportoare cu bandă articulată;
- planuri înclinate.

Schiţele din figurile 1 şi 2 pentru care s-au folosit simbolurile Normelor RDG 15 201 şi 15 001 (tabelele 1—6) reprezintă tipurile date în această clasificare.

Această sumară prezentare a problemei transporturilor interne şi a principalelor mijloace folosite în acest domeniu a urmărit în primul rînd să contureze importanţa tehnică, economică şi socială a problemei şi apoi să schiţeze varietatea mijloacelor de care se dispune în prezent pentru atacarea şi soluţionarea judicioasă a fiecărui caz în parte.

Tabela 1

Programul de fabricaţie a utilajelor de transport intern în R.P. Bulgaria

Electrotractoare

Comanda	Tipul	Anul începerii fabricaţiei	Forţa de tracţiune, kg	Viteza, km/h		Greutatea proprie, inclusiv bateria, kg
				încărcat	gol	
cu manetă de la sol	ETP 51	1964	50	3	5	600
cu volan pe cărucior	ETV 102V	1963	100	7	12	1 000
cu volan pe cărucior	ETV 252V	1962	250	7	12	2 000
cu volan pe cărucior	—	—	400	7	12	3 000

Tabela 2

Electrocare fără dispozitiv de ridicare, comanda cu volan

Tipul	Anul începerii fabricaţiei	Capacitatea de încărcare, kg	Înălţimea platformei, mm	Viteza, km/h		Greutatea proprie inclusiv bateria, kg	Observaţii
				încărcat	gol		
EP 1002 B	1961	1 000	680	12	16	950	fără volan
EP 2002 B, EPB 2002 B	1961	2 000	760	12	16	1 400	cu volan
EPB 3002 B	1961	3 000	760	15	20	1 800	cu volan

Tabela 3

Electrocare cu dispozitiv de ridicare

Denumirea	Tipul	Anul începerii fabricaţiei	Capacitatea de încărcare, kg	Înălţimea de ridicare, mm	Viteza, km/h		Greutatea proprie, inclusiv bateria, kg
					încărcat	gol	
Electrocar cu dispozitiv de ridicare:							
— cu comandă de la manetă			600	125	3	5	700
— cu conducere de pe sol	ENR 1001	1964	1000	125	3	5	760
— cu platformă	ENR 2001	1964	2000	125	3	5	1000
Electrocar cu dispozitiv de ridicare:			600	125	3	5	700
— cu comandă de la manetă			1 000	125	3	5	760
— cu conducere de pe sol							
— cu furcă pentru palete			2 000	125	3	5	1000
Electrocar cu dispozitiv de ridicare:	ENS 1001	1963	1 000	125	8	10	1 400
— cu comandă cu volan pe cărucior	ENS 2001	1964	2 000	125	8	10	1 450
			3 000	125	8	10	2 000
— cu platformă	ENS 5006	1964	5 000	125	8	10	3 050
Electrocar cu dispozitiv de ridicare:			1 000	125	8	10	1 000
— cu comandă cu volan pe cărucior			2 000	125	8	10	1 450
			3 000	125	8	10	2 000
— cu furcă pentru palete			5 000	125	8	10	3 050

Tabela 4

Electrocare cu ridicare înaltă

Denumirea			Tipul	Anul începerii fabricației	Capacitatea de încărcare, kg	Înălțimea de ridicare, mm	Viteza de ridicare a încărcăturii, cm/s	Viteza, km/h		Greutatea proprie, inclusiv bateria, kg
								încărcat	gol	
Electrocar cu ridicare înaltă	Comandă de la manetă, conducere de pe sol	cu platformă	EVR 601	1964	600	3 200	14	3	5	800
			EVR 1001	1964	1 000	3 200	14	3	5	900
		cu furcă pentru palete			600	3 200	14	3	5	800
					1 000	3 200	14	3	5	900
	Comandă cu volan pe cărucior	cu platformă	EVS 1001	1964	1 000	3 200	14	8	10	1 150
			EVS 2001	1964	2 000	3 200	14	8	10	1 650
		cu furcă pentru palete			1 000	3 200	14	8	10	1 150
					2 000	3 200	14	8	10	1 650

Tabela 5

Electrocare încărcătoare cu furcă

Denumirea		Tipul	Anul începerii fabricației	Capacitatea de încărcare, kg	Înălțimea de ridicare, mm	Viteza de ridicare a încărcăturii, cm/s	Viteza, km/h		Greutatea proprie, inclusiv bateria, kg
							încărcat	gol	
Electroîncărcător cu furcă (universal) cu ridicarea înaltă, cu comandă cu volan pe cărucior	Cu 3 puncte de sprijin	EW 601	1961	600	3200	14	8	10	1 700
		EW 601A	1962						
		EW 1001	1964	1 000	3200	14	8	10	2 100
		EW 1001A	1963						
	Cu 4 puncte de sprijin	EW 1001 V	1961	1 000	3 200	14	10	12	2 600
		EW 2002 V	1961	2 000	3 200	14	10	12	3 900
		EW 3002	1961	3 000	3 200	14	8	10	5 200
		EW 5002 V	1964	5 000	3 200	14	8	10	7 700

Tabela 6

Electrocare încărcătoare cu ramă mobilă

Denumirea			Tipul	Anul începerii fabricației	Capacitatea de încărcare, kg	Înălțimea de ridicare, mm	Deplasarea ramei mobile pe orizontală, mm	Viteza de ridicare a încărcăturii, cm/s	Viteza, km/h		Greutatea proprie, inclusiv bateria, kg
									încărcat	gol	
Electroîncărcător cu ridicare înaltă	cu ramă mobilă de ridicare	cu comandă cu volan pe cărucior	EVN 601	1965	600	3 200	800	14	8	10	1 500
			EVN 1001	1963	1 000	3 200	800	14	8	10	1 600
	cu dispozitiv mobil lateral de ridicare		EVP 1002 V	1963	1 000	3 200	1 000	14	10	14	2 500
			EVP 2002 V	1965	2 000	3 200	1 000	14	10	14	4 000

Fără îndoială că o problemă de complexitatea aceleia a raționalizării transporturilor interne în întreprinderile industriale în general și în întreprinderile constructoare de mașini în special își poate găsi o soluție justă numai pe baza unei analize cuprinzătoare a fluxului tehnologic, respectiv a fluxului de materiale, piese în diferite stadii de fabricație și de produse finite. În acest cadru un rol important îl joacă determinarea și analiza cheltuielilor de transport, care va concretiza munca vie și munca materializată consumată pentru această activitate.

Rămînerea în urmă în domeniul raționalizării transporturilor interne se datorește subestimării rezervelor de productivitate existente în această direcție. La rîndul său această subestimare se datorește cunoașterii insuficiente a problemelor transportului intern și a locului lor în ansamblul producției.

Pentru a elimina empirismul în soluțiile ce se elaborează pentru sistemele de transport uzinal nu există decît o singură cale care cuprinde două faze principale:

— Cercetarea multilaterală a condițiilor existente și a influenței calitative și cantitative a factorilor care determină caracteristicile locale ale transportului intern, și anume: planul de producție (volum, sortimente, perspectivă), caracteristicile constructive și dimensionale ale pieselor şi agregatelor fabricate, tehnologia de fabricaţie, nivelul organizatoric al uzinei, poziţia depozitelor, natura şi dispoziţia construcţiilor, numărul şi natura mijloacelor de transport uzinal, ş. a.

— Elaborarea mai multor proiecte de sisteme de transport uzinal, stabilirea efectelor economice ale fiecăruia dintre ele şi alegerea variantei celei mai economice, în funcţie de planul de producţie, de perspectivă şi de planul de investiţii.

Numeroasele aspecte care trebuie avute în vedere la o asemenea analiză şi mai ales lipsa unor evidenţe din care să se poată extrage elementele necesare, ca şi lipsa unui personal cu suficientă experienţă în rezolvarea pe baze ştiinţifice a problemelor transportului intern, fac ca această sarcină să aibă un caracter laborios. Pentru ducerea ei la bun sfîrşit, este nevoie, de cele mai multe ori, ca o echipă de ingineri, tehnicieni şi economişti să lucreze intens timp de mai multe luni, ceea ce fără îndoială adesea duce la greutăţi.

În principiu metoda de lucru constă în :

— determinarea situaţiei existente ;

— elaborarea propunerilor de raţionalizare ;

— compararea economicităţii celor două situaţii.

Practica arată că este util să se procedeze în două etape atît pentru determinarea situaţiei existente cît şi pentru elaborarea propunerilor de raţionalizare.

În prima etapă se tratează fluxul de ansamblu al materialelor pe întreprindere, fără a se ţine deocamdată seama de fluxul în interiorul diverselor secţii şi ateliere. În această etapă a lucrării se dă o deosebită atenţie următorilor factori :

— ponderii transporturilor uzinale în diferitele ateliere ;

— încrucişărilor fluxului de materiale ;

— locurilor în care se trece de la manipularea şi transportul manual la cel mecanizat, şi invers.

În a doua etapă a lucrării se trece la analiza fluxului materialelor şi pieselor în interiorul secţiilor, atelierelor şi depozitelor, în ordinea de importanţă pe care o indică ponderea transporturilor fiecărui atelier în volumul total pe uzină. În această etapă se fac următoarele lucrări :

— cercetarea procesului tehnologic, inclusiv modul cum se face deplasarea pieselor de la o operaţie la alta şi cum se depozitează ele, observaţii asupra încărcării şi descărcării pieselor (volum, frecvenţă, mijloace, spaţii, forţe de muncă) ;

— cercetarea organizării producţiei şi organizării transportului intern ;

— stabilirea fluxului de materiale şi piese şi a mijloacelor de transport şi forţelor de muncă folosite în interiorul secţiilor, atelierelor, depozitelor ;

— cercetarea numărului şi tipurilor de mijloace de transport existente, a stării lor, a modului lor de folosire ;

— stabilirea cheltuielilor pentru transporturi.

Evident, în cursul acestor lucrări se vor stabili indici (spre exemplu gradul de folosire a depozitelor, densitatea transporturilor, gradul de utilizare a mijloacelor de transport, costul transporturilor pe tona de materiale în circulaţie şi pe tona de produse finite ş. a.), care vor putea face comparabilă situaţia existentă cu cea proiectată sau cu situaţia existentă în alte uzine.

Pentru a pune în evidenţă caracteristicile situaţiei existente şi ale celei proiectate se vor întocmi grafice, care vor arăta traseele transporturilor interne cu volumul lor şi modul de efectuare (mecanizat, manual, mixt) pe diferitele porţiuni ale traseului.

Din unele cercetări efectuate rezultă că într-o uzină constructoare de maşini cea mai mare atenţie trebuie acordată raţionalizăii transportului şi manipulaţiei pieselor şi materialelor în atelierele de strungărie, în care — în cazul încărcării şi descărcării manuale a pieselor — pentru o tonă de piese finite produse se manipulează manual pînă la 140 t.

Rezultatele unor analize de acest fel sînt totdeauna fructuoase. Spre exemplu, în urma studiilor făcute în 1958, în şantierele navale din R.D.G. s-au elaborat soluţii care în cursul planului de şapte ani duc la economisirea a 800 000 ore de muncă grea, fizică.

Este un lucru cunoscut că evidenţele contabile înregistrează drept cheltuieli pentru transportul intern numai o parte din aceste cheltuieli. Pentru acest motiv din evidenţele contabile rezultă că cheltuielile pentru transportul intern ar reprezenta numai 0,2—1% din totalul preţului de cost al producţiei, proporţie neglijabilă.

Realitatea este însă alta : aşa cum s-a arătat, 25—40% din cheltuielile de producţie sînt cheltuieli pentru transport — într-o formă sau alta — ceea ce schimbă radical situaţia.

Cheltuielile pentru transporturile interne cuprind :

I. *Salarii şi contribuţii asupra salariilor pentru operaţiile de transport propriu-zise*

1. Pentru muncitorii din transport.
2. Pentru ceilalţi muncitori auxiliari care execută ocazional sau sistematic operaţii de transport, pe timpul cît execută aceste operaţii.
3. Pentru muncitorii direct productivi, care execută ocazional sau sistematic operaţii de transport, pe timpul cît execută aceste operaţii.
4. Pentru personalul de conducere şi supraveghere din secţiile de transport intern.
5. Pentru restul de personal (maiştri, dispeceri etc.) ocupaţi ocazional sau sistematic cu

organizarea sau supravegherea operațiilor de transport, pe timpul cît efectuează această muncă.

II. *Cheltuieli proporționale rezultate din folosirea mijloacelor de transport, inclusiv ambalajele de transport*

1. Cheltuieli pentru consumul de energie, combustibil și lubrifianți ale mijloacelor de transport.
2. Cheltuieli pentru reparația mijloacelor de transport.
3. Cheltuieli pentru întreținerea mijloacelor de transport.
4. Cheltuieli pentru materiale auxiliare consumate în legătură cu folosirea mijloacelor de transport.
5. Cheltuieli pentru înlăturarea deteriorărilor provocate cu ocazia transporturilor interne.
6. Cota de costuri comune aferente timpului folosit de muncitorii direct productivi pentru operații de transport.

III. *Cheltuieli fixe rezultate din folosirea mijloacelor de transport, inclusiv a ambalajelor de transport*

1. Amortismentele mijloacelor de transport.
2. Asigurări și impozite pentru mijloace de transport.
3. Cheltuieli pentru garaje.
4. Cheltuieli pentru protecția muncii la muncitorii din transport.

Această specificație a cheltuielilor aferente direct transporturilor interne arată încă o dată complexitatea problemei.

Rezolvarea corectă a acestui aspect de bază al problemei transporturilor interne impune ca primă sarcină stabilirea unui nomenclator al operațiilor de transport, care caracterizează situația locală a uzinei, secției sau atelierului cercetat.

În general trebuie socotite ca operații de transport toate operațiile de deplasare a materiilor prime, materiilor auxiliare, materialelor, sculelor, pieselor, semifabricatelor, deșeurilor etc. în cursul cărora acestea nu suferă nici o modificare calitativă, cantitativă, dimensională sau ca formă. Operațiile de transport într-o anumită fază încep cu prima deplasare pe care o suferă obiectele sau corpurile aflate în procesul de prelucrare după efectuarea prelucrării propriu-zise și se termină cu ultima deplasare, pe care ele o suferă înainte de efectuarea prelucrării imediat următoare. Astfel se va socoti ca operație de transport și deplasarea pe care o suferă o piesă ce urmează a fi strunjită, de pe locul de depozitare de lîngă mașină pînă la prinderea în mandrină sau în dispozitiv.

Tot ca operație de transport se va socoti și deplasarea piesei de la desprinderea din mandrină sau dispozitiv și așezarea ei în apropierea mașinii.

Pentru determinarea timpului și salariilor pentru operațiile de transport consumate de către muncitorii și tehnicienii care nu sînt afectați exclusiv transporturilor, metoda cea mai indicată este fotografierea pe loc de muncă și zi de muncă a diferiților muncitori și tehnicieni. Volumul (durata, numărul de fotografieri) acestei operații se stabilește în funcție de uniformitatea lucrului în secția, atelierul sau depozitul analizat: cu cît se lucrează la mai multe locuri de muncă și pe durată mai mare, în aceleași condiții, cu atît numărul de fotografieri poate fi mai mic. Aceste fotografieri trebuie făcute în diferite perioade ale lunii, trimestrului și anului, pentru a se prinde concret toate aspectele legate de abaterile de la ritmicitatea producției și de influențele condițiilor variabile cu anotimpurile.

Din cercetările făcute în R.D. Germană în mai multe uzine constructoare de mașini-unelte, prin metode care nu cuprind în întregime aspectul urmărit, rezultă că între 4 și 13% din totalul salariilor pentru operațiile de transport intern sînt salarii ale muncitorilor direct productivi, care execută operații de transport. Acest volum reprezintă aproximativ pînă la 2% din totalul salariilor muncitorilor productivi. Se subliniază că aceste cifre privesc numai lucrările de transport efectuate de către muncitori direct productivi în afara celor prestate chiar la locul lor de muncă.

Din cercetările făcute în R. S. Cehoslovacă s-a constatat că muncitorii direct productivi utilizează pentru operațiile de transport intern următoarele proporții din timpul lor de lucru:

— 4,96% într-o uzină constructoare de mașini moderne;

— 11,6% într-o uzină de mașini grele cu fabricație de serie mică;

— 13,34% într-o fabrică de mașini de construcție mai veche, cu turnătorie.

Comparînd ultimele două cifre cu prima din aceste trei, apar clar rezervele de productivitate a muncii, care pot fi valorificate prin raționalizarea transportului intern.

Din prezentarea principalelor aspecte ale problemei transporturilor interne rezultă o serie de concluzii; în primul rînd apare necesitatea formării de cadre de ingineri, economiști și tehnicieni care să stăpînească bine aspectele multiple ale unei organizări raționale a transporturilor interne, fiind capabili să analizeze corect situațiile existente și să elaboreze propuneri de scheme de transport la nivelul tehnicii mondiale și cu efecte economice corespunzătoare.

Este greu de arătat în ce măsură este indicat ca aceste colective specializate pe probleme de organizare a transportului intern să existe permanent în fiecare uzină sau numai în institutele de proiectări de uzine. Este probabil că soluția optimă în prezent ar fi ca în fiecare uzină de gradul 1 şi mai mare să existe în mod permanent 2—4 ingineri şi economişti (în funcţie de gradul de dezvoltare a uzinei), care să aibă ca sarcină principală studiul permanent al transporturilor uzinale şi elaborarea schemelor optime de transport.

Locul acestui colectiv este în cadrul serviciului de organizare a producţiei. Pe activitatea acestor colective se va sprijini în bună parte şi munca corespondenţilor lor din institutele de proiectări de uzine atunci cînd la elaborarea proiectelor de dezvoltare şi sistematizare se atacă problema transporturilor interne.

Cum în general schemele de transport trebuie revizuite radical numai cu ocazia unor modificări importante în programul sau condiţiile de fabricaţie, ceea ce de obicei se întîmplă la intervale destul de lungi, colectivele uzinale de specialişti pe probleme de transport intern vor avea ca sarcină curentă îmbunătăţirea continuă a condiţiilor de transport, aşa cum tehnologul are ca sarcină permanentă îmbunătăţirea tehnologiei de fabricaţie.

În al doilea rînd se ajunge la concluzia că toate proiectele de sistematizare şi dezvoltare a uzinelor vor trebui să conţină schemele de transport intern, bazate pe un studiu complet, căci soluţiile de transport pot influenţa în bună măsură planul general al uzinelor. Realizarea etapelor intermediare ale soluţiilor de transport se va face de către colectivele uzinale.

Pentru uzinele de grad mai mic şi cu specific asemănător se poate lua în considerare ideea unor organizaţii şi scheme de transport tipizate, elaborate de institute şi care pot fi adaptate local de către personalul uzinei reunit în colective speciale cu activitate temporară.

La realizarea propunerilor pentru raţionalizarea transporturilor interne trebuie să fie atraşi şi inovatorii şi muncitorii uzinei, care sînt primii ce se izbesc de greutăţile cauzate de un transport intern neraţional.

În al treilea rînd se menţionează problema utilizării de mijloace de transport intern tipizate. Este clar că în complexul de soluţii economice valabile pentru transportul intern al marilor uzine constructoare de maşini din R.P.R. există elemente care să permită tipizarea unei însemnate părţi a utilajelor de transport. Aceasta creează bazele studiului fabricaţiei organizate a mijloacelor de transport intern, în ţară sau prin colaborare internaţională în cadrul CAER.

În legătură cu acest aspect se menţionează rezultatul unui studiu făcut la uzina ,,Semănătoarea‘‘ în acest domeniu.

La această uzină se utilizează, pentru manevra combinelor de cereale în interiorul uzinei, tractoarele UTOS—26, deşi pentru această operaţie ar fi suficient tractoare de putere mult mai mică şi cu ancombrament considerabil redus. Acelaşi tip de tractoare este utilizat şi pentru remorcarea cărucioarelor-platforme pentru transportul pieselor şi semifabricatelor între ateliere, care în multe cazuri nu depăşesc 300—500 kg/transport. Pentru aceste remorcări ar fi indicate microtractoarele cu motoare cu ardere internă, cum se folosesc spre exemplu în foarte mare măsură la uzina de maşini agricole Rostselmaşin din Rostov.

Dacă se ţine seamă că o oră de funcţionare a unui tractor UTOS—26 costă aproximativ 11 lei, pe cînd o oră de funcţionare a unui microtractor sau a unui tractor de putere mai redusă costă 5—7 lei, economiile ce s-ar putea realiza prin folosirea tractoarelor corespunzătoare ar fi de ordinul a 250 000 lei anual. Cum însă în ţară nu se produc tractoare de putere mică se continuă cu acest sistem, care după cum se vede este neeconomic. Prin sistematizarea uzinei situaţia va fi îmbunătăţită. Se poate lua deci în consideraţie tipizarea utilizării de maşini-tractoare de mică putere, care se fabrică curent în ţările prietene, organizîndu-se importul corespunzător, întrucît necesarul anual de astfel de maşini probabil că nu depăşeşte cîteva sute de bucăţi, ceea ce face nerentabilă fabricaţia în ţară. Soluţiile ideale prescrise de proiectele pentru sistematizarea uzinelor vor fi desigur finanţate prin investiţii justificate economic. Realizarea acestor soluţii este însă de obicei extinsă pe un număr de mai mulţi ani, ceea ce face necesară aplicarea unor soluţii tranzitorii îmbunătăţite care de regulă nu mai pot fi finanţate prin investiţii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Belokrîniţki, V. *O importantă problemă a economiei naţionale* (,,Kommunist'' nr. 9, iunie 1960).

[2] Kleeberg, H. *Die Transportanalyse als Voraussetzung für technischorganisatorische Veränderung des innerbetrieblichen Transports* (Referat în cadrul sesiunii de specialitate ITO-KDT 1959).

[3] Sack, K. *Die Probleme der innerbetrieblichen Transportkosten, die Auswertung der ermittelten Ergebnisse für die Sozialistische Rekonstruktion* (Referat în cadrul sesiunii de specialitate ITO-KDT 1959).

[4] Hickmann, W. *Stetigförderer* (Referat în cadrul sesiunii de specialitate ITO-KDT 1959).

[5] Günther, A. *Gleislose Flurföderer* (Referat în cadrul sesiunii de specialitate ITO-KDT 1959).

[6] Erler, F. *Hebezeuge* (Referate în cadrul sesiunii de specialitate ITO-KDT 1959).

[7] Scholz, K. *Materialflussuntersuchungen, Zweck und Methodik* (,,Förden und Heben'' nr. 5, 1954).

[8] Zeumer, M. D. *Anleitung für Transportstudien* (,,Werkstattstechnik und Maschinenbau'' nr. 1, 1953).

[9] * * * ,,Hebezeuge und Fördermittel'' nr. 1 şi 2, 1961.

[10] * * * ,,Fördern and Heben'' colecţia 1960—1961.

[11] * * * ,,Mechanical Handling'' colecţia 1960—1961.

[12] * * * ,,Manutention mécanique'' colecţia 1960—1961.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.791.856.1

Unele aspecte la sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de wolfram în mediu de argon

Ing. Ilie T. ECHIM
Întreprinderea de montaje Bucureşti din M.I.P.C.

1. PROCEDEUL DE SUDARE

1. 1. Descrierea sumară a procedeului

Procedeul este asemănător celui cu arc electric şi electrod fuzibil învelit, cu deosebirea că arcul electric este întreţinut de un electrod de wolfram, iar în spaţiul înconjurător zonei de sudare este introdus un curent de gaz protector inert (argon) care separă zona de sudare de atmosferă. La acest procedeu de sudare rolul electrodului de wolfram este exclusiv acela de a amorsa şi întreţine arcul, iar rolul gazului inert, de a separa zona de sudare de contactul cu atmosfera, ferind astfel atît oxidarea electrodului de wolfram, cît şi oxidarea sau nitrurarea sudurii, acţiuni ce au repercusiuni negative asupra calităţii acesteia.

O altă caracteristică importantă a procedeului este faptul că la sudarea metalelor de grosimi pînă la 3–4 mm nu este necesar material de adaos. La sudarea metalelor de grosimi mai mari, materialul de adaos este introdus sub formă de sîrmă cu diametrul mai mare de 2 mm şi cu aceeaşi compoziţie chimică ca a materialului de bază sau sub formă de benzi tăiate din materialul de sudat.

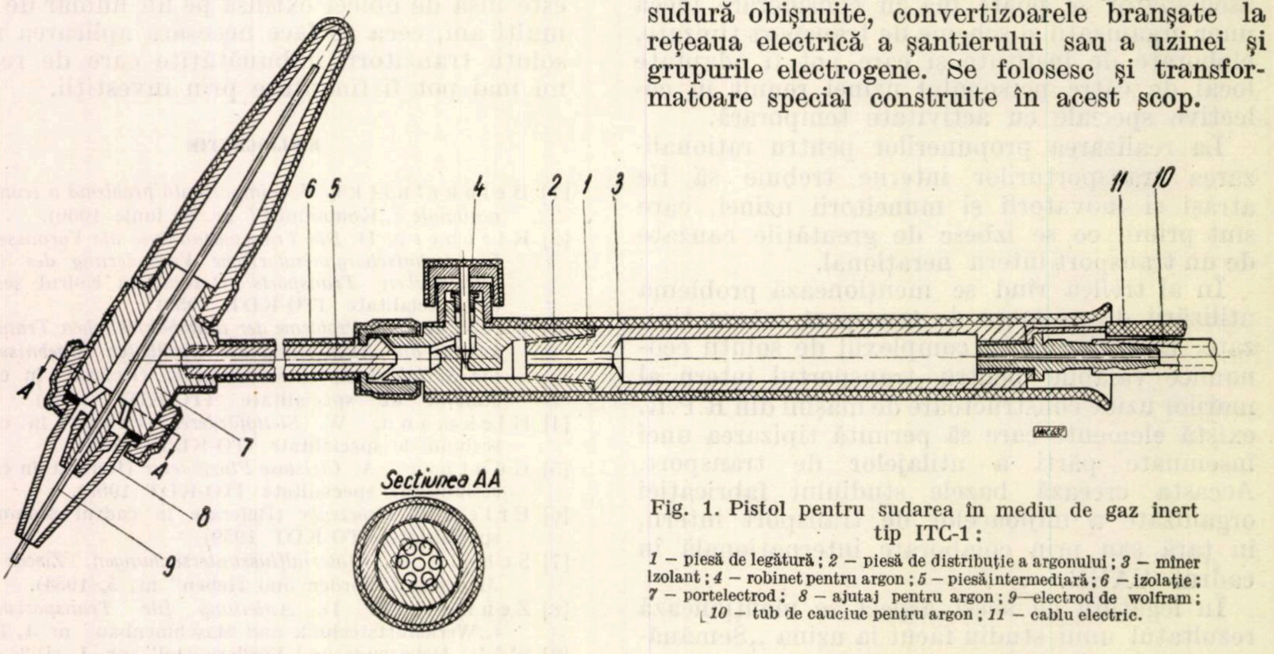


Fig. 1. Pistol pentru sudarea în mediu de gaz inert tip ITC-1 :

1 – piesă de legătură ; *2* – piesă de distribuţie a argonului ; *3* – mîner izolant ; *4* – robinet pentru argon ; *5* – piesă intermediară ; *6* – izolaţie ; *7* – portelectrod ; *8* – ajutaj pentru argon ; *9*—electrod de wolfram ; *10* – tub de cauciuc pentru argon ; *11* – cablu electric.

Fac excepţie materialele de cupru ; în acest caz, pentru a se obţine o cusătură sudată corespunzătoare, este necesar să se înlăture oxizii din bara de sudare, rezultat care se obţine prin folosirea ca material de adaos a sîrmelor sau benzilor din cupru silicios sau fosforos, sau din argint cu zinc.

Aplicarea acestui procedeu are o mare importanţă în tehnica sudării, deoarece rezolvă în condiţii optime – din punct de vedere tehnic şi calitativ – sudarea unor metale greu sudabile cum sînt : aluminiul, magneziul şi cuprul cu aliajele lor, fontele, oţelurile anticorosive şi pentru temperaturi înalte etc.

1.2. Sudarea cu curent continuu

La sudarea cu curent continuu se pot utiliza ca sursă de curent de sudare grupurile de sudură obişnuite, convertizoarele branşate la reţeaua electrică a şantierului sau a uzinei şi grupurile electrogene. Se folosesc şi transformatoare special construite în acest scop.

Pistolul de sudat necesar aplicării acestui procedeu (fig. 1) este compus din trei părţi principale :

— mînerul ;

— piesa intermediară ;

— portelectrodul şi ajutajul pentru debitul de gaz.

Pistolul tip ITEC—1 (fig. 1) de concepţie şi construcţie romînească se poate utiliza pentru sudarea în mediu de gaz inert, atît pentru curent continuu pînă la circa 300 A, cît şi pentru curent alternativ pînă la circa 250 A.

Cînd se utilizează curentul continuu, electrodul de wolfram poate fi legat atît la polul negativ cît şi la polul pozitiv, după felul materialului de sudat care necesită legarea la un pol sau altul (tabela 1).

Tabela 1

Nr. crt.	Materialul	Curent alternativ stabilizat cu înaltă frecvenţă	Curent continuu	
			Cu electrodul de wolfram legat la pol negativ	Cu electrodul de wolfram legat la pol pozitiv
1	Aluminiu tras şi aliajele sale	Se sudează foarte bine	—	—
2	Aluminiu turnat	Se sudează foarte bine	—	—
3	Magneziu tras şi aliajele sale	Se sudează foarte bine	—	Se sudează mulţumitor
4	Magneziu turnat	Se sudează foarte bine	—	—
5	Cupru şi aliajele sale	—	Se sudează foarte bine	—
6	Bronz de aluminiu	Se sudează foarte bine	—	—
7	Oţel cu conţinut redus de carbon şi grosimi pînă la 0,75 mm	Se sudează mulţumitor	Se sudează foarte bine	—
8	Oţel cu conţinut redus de carbon şi grosimi peste 0,75 mm	—	Se sudează foarte bine	—
9	Oţel cu conţinut ridicat de carbon şi grosimi pînă la 0,75 mm	Se sudează mulţumitor	Se sudează foarte bine	—
10	Oţel cu conţinut ridicat de carbon şi grosimi peste 0,75 mm	—	Se sudează foarte bine	—
11	Oţeluri aliate	—	Se sudează foarte bine	—
12	Oţeluri înalt-aliate	—	Se sudează foarte bine	—
13	Fonte	Se pot suda în anumite condiţii	Se sudează foarte bine	—
14	Argint	Se poate suda în anumite condiţii	Se sudează foarte bine	—
15	Titan	Se poate suda în anumite condiţii	Se sudează foarte bine	

Pentru intensităţi de curent mai mari sînt necesare pistoale cu răcire continuă cu apă.

Pistolul trebuie să corespundă următoarelor funcţiuni:

— conducerea curentului electric de la sursa de alimentare, prin intermediul cablului respectiv, la locul de amorsare a arcului electric, pentru formarea băii de sudare;

— conducerea argonului de la butelie, prin intermediul unui tub de cauciuc, pînă la baia de sudare;

— să poată fi uşor mînuit de către sudor, fără să-i obosească braţul, atît prin greutate, cît şi prin forma şi temperatura părţii anterioare, în timpul sudării. Se menţionează că în scopul izolării electrice a părţilor anterioare ale pistolului, acestea se înfăşoară cu şnur de azbest, care apoi se îmbibă cu lac de bachelită şi se încălzeşte la 100—110°C, sau se acoperă cu un strat de material izolant şi rezistent la temperatură înaltă.

Schema de principiu a unei instalaţii de curent continuu pentru sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de wolfram în mediu protector de gaz inert este arătată în figura 2.

1. 3. Sudarea cu curent alternativ

Dacă la sudarea cu curent continuu aplicarea acestui procedeu pare simplă, în cazul cînd materialul se sudează cu curent alternativ instalaţiile pentru executarea sudurii sînt complicate şi foarte sensibile.

Cauza principală pentru care este necesar acest utilaj este faptul că electrodul de wolfram, în regimul de întreţinere al arcului electric în mediu de gaz inert, are rolul de redresor, suprapunînd peste curentul de sudare o componentă de curent continuu, care are repercusiuni dăunătoare asupra regimului de sudare şi a calităţii sudurii.

Transformatoarele de sudură obişnuite nu pot fi utilizate la acest procedeu de sudare. De asemenea, sursa de curent electric nu trebuie să aibă variaţii mai mari de ± 5 %; în caz contrar se obţin suduri neuniforme şi poroase.

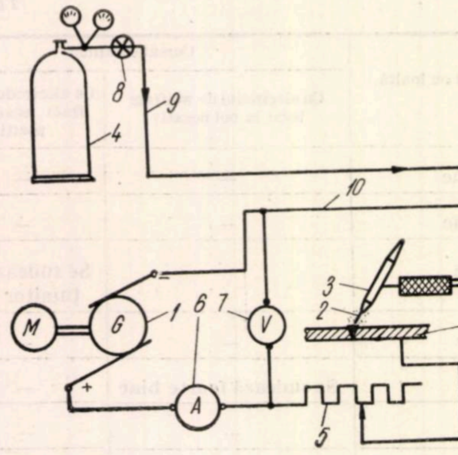


Fig. 2. Schema de principiu a unei instalaţii de curent continuu pentru sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de volfram în mediu protector de gaz inert:

1 — grup de sudură pentru curent continuu; *2* — pistol de sudură cu electrod de wolfram; *3* — electrod de wolfram; *4* — butelie de argon; *5* — reostat de sarcină cu ploturi; *6* — ampermetru; *7* — voltmetru; *8* — debitmetru pentru argon; *9* — tub de cauciuc pentru argon; *10* — cablu electric de sudură; *11* — piesa de sudat.

Schematic o instalaţie de curent alternativ pentru sudarea metalelor în mediu protector de gaz inert, cu electrod de wolfram este arătată în figura 3.

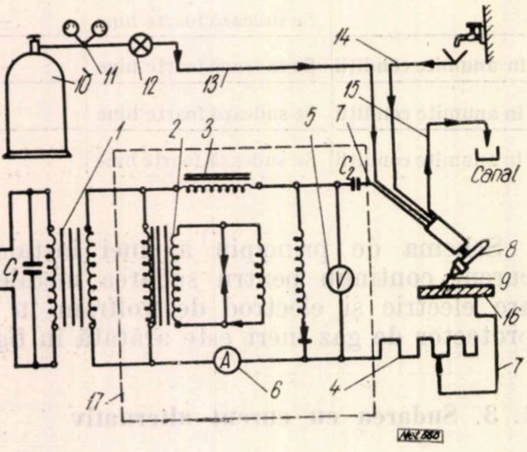


Fig. 3. Schema electrică de principiu a unei instalaţii de curent alternativ pentru sudarea metalelor în mediu de gaz inert (argon), cu reactanţa inductivă şi reactanţa capacitivă (C_2) — baterie de condensatori — pentru împiedicarea formării componentei de curent continuu şi oscilator de înaltă frecvenţă:

1 — transformatorul de sudură; *2* — oscilatorul; *3* — reactanţă inductivă; *4* — reostat de sarcină cu ploturi; *5* — voltmetru; *6* — ampermetru; *7* — cabluri electrice de sudură; *8* — pistol de sudură; *9* — electrod de wolfram; *10* — butelie de argon; *11* — reductor de presiune pentru argon; *12* — debitmetru pentru argon; *13* — tub de cauciuc pentru alimentarea cu argon; *14* — tub de cauciuc pentru alimentarea cu apă de răcire; *15* — tub de cauciuc pentru evacuarea apei de răcire; *16* — piesa de sudat; *17* — dulap pentru aparatajul instalaţiei.

Această instalaţie complexă conţine:

a) transformatorul pentru curentul de sudare şi cablurile electrice;

b) un oscilator care introduce peste curentul de sudare un curent de înaltă tensiune şi frecvenţă pentru a uşura amorsarea arcului şi a-l menţine stabil;

c) o reactanţă inductivă, una capacitivă şi o rezistenţă ohmică pentru micşorarea sau oprirea formării componentei de curent continuu în circuitul alternativ de sudare;

d) instalaţii pentru asigurarea cu argon a băii de sudare;

e) instalaţie pentru asigurarea apei de răcire, fie specială, cu pompă (aparatele Messer), fie de la reţea, atît pentru cablele electrice de sudură cît şi pentru pistol;

f) relee pentru comanda automată a închiderii şi deschiderii jetului de argon şi a punerii sau scoaterii de sub tensiune a transformatorului şi a celorlalte instalaţii electrice la oprirea circuitului de apă, în caz de avarii etc.

2. DOMENIUL DE APLICARE, ELECTROZII FOLOSIŢI ŞI UNELE REGIMURI DE SUDARE

2.1. Domeniul de aplicare a procedeului de sudare cu arc electric şi elctrod de wolfram în mediu protector de gaz inert şi felul curentului utilizat (tabela 1)

Pe şantierele noastre s-au sudat cu acest procedeu, obţinîndu-se rezultate foarte bune, oţeluri înalt aliate, stabilizate sau nu cu titan, pentru temperaturi de regim pînă la 600°C sau pentru medii formate din vapori de clor, fosgen, glicol, acid cianhidric etc., cunoscute sub denumirea de sicromal şi hastelloy.

Un alt domeniu de aplicare a acestui procedeu este placarea oţelurilor cu cupru şi sudarea cuprului cu aluminiu etc.

2.2. Electrozii de wolfram

La acest procedeu de sudare se utilizează în mod obişnuit electrodul de wolfram (în anumite cazuri şi de cărbune) care este nefuzibil şi nu intră în baia de sudare ca material de adaos, ci are exclusiv rolul de a amorsa şi întreţine arcul electric.

Se folosesc electrozi cu 0,5—6,5 mm diametru.

Arcul electric se menţine stabil numai în cazul unei anumite densităţi de curent, cînd wolframul este încălzit suficient, adică atunci cînd se foloseşte o intensitate mare a curentului de sudare.

Wolframul este un material greu fuzibil, avînd o temperatură de fuziune înaltă de 3 500—3 600 °C, greutate specifică de 19,3 kgf/cm^3.

Cînd se utilizează ca sursă termică de sudare curentul continuu, este indicată folosirea electrozilor de wolfram cu conţinut de 0,8—1,2 % Th sau 1% şi 15% oxid de thoriu (ThO_2). Electrozii de wolfram cu thoriu prezintă următoarele avantaje faţă de electrozii din wolfram simplu:

— se poate lucra cu densităţi de curent mai mari;

— amorsarea arcului se face mai uşor şi arcul are o stabilitate mai mare;

— se utilizează o tensiune electrică mai scăzută;

— se înlătură pericolul de distrugere a capătului electrodului şi deci este eliminat pericolul de a se introduce zgură şi oxid de wolfram în baia de sudare.

În tabela 2 se arată regimul de sudare pentru diferite grosimi de materiale de sudare, cu indicarea curentului şi a debitului de argon pentru executarea cusăturilor sudate cu pistolul romînesc tip ITEC—1.

Tabela 2

Grosimea tablei de sudat, mm	Diametrul electrodului de wolfram, mm	Diametrul materialului de adaos, mm	Intensitatea curentului de sudare, A			Diametrul ajutajului pentru argon, mm	Debitul de argon, l/min
			Curent alternativ stabilizat cu înaltă frecvenţă	Curent continuu			
				Cu electrodul de wolfram legat la polul negativ	Cu electrodul de wolfram legat la polul pozitiv		
0—1	0,5	—	2—15	2—20	—	4	1,5—2
1—1,5	1,0	—	10—65	10—80	—	4—5	2—3
1,5—2	1,6	—	40—140	60—150	10—20	5—7	3—4
2—5	2,4—3	2	100—200	120—250	15—30	7—8	4—5
5—6	3—3,2	3	150—275	200—375	25—40	5—12	6—8

Vîrful electrozilor, ascuţit în cazul utilizării curentului continuu şi rotund în cazul utilizării curentului alternativ, trebuie să fie curăţat înainte de întrebuinţare.

Foarte importantă în procesul de sudare cu arc electric şi electrod de wolfram este deformarea capătului electrodului, care duce la obţinerea de cusături necorespunzătoare, atunci cînd în timpul procesului de sudare se interpune un curent de aer cu o viteză mai mare decît aceea a jetului de argon perpendicular pe sensul de scurgere a acestuia. În acest caz, aerul pătrunde în zona de sudare şi oxidează atît baia de sudare cît şi capătul electrodului de wolfram, pe care se formează oxid de wolfram.

Curentul de aer antrenează şi curentul de argon care provoacă o gîtuire a electrodului de wolfram, iar în cazul cînd acesta continuă se formează o picătură care cade în baia de sudare impurificînd-o.

Consumul de electrozi de wolfram la acest procedeu de sudare este, teoretic, foarte redus; totuşi după un timp îndelungat electrozii se consumă foarte puţin.

2.3. Unele regimuri de sudare

2.3.1. *Regimul de sudare a pieselor din oţel inoxidabil*

Industria chimică foloseşte în proporţii mari oţelul inoxidabil V2A şi V4A. Aceste oţeluri conţin Cr şi Ni pe lîngă alte adaosuri şi fac parte din grupa oţelurilor austenitice, fiind sudabile şi cu o rezistenţă mare la temperaturi ridicate.

La sudarea acestor oţeluri în mediu de argon trebuie să se respecte o serie de reguli, pe lîngă cele generale cunoscute în tehnica sudării, în scopul de a obţine o cusătură sudată de calitate corespunzătoare, şi anume:

— sudarea să se efectueze de la dreapta la stînga;

— unghiul de înclinare a pistolului de sudat format de axa sa şi planul piesei care se sudează trebuie să fie de 75—80°, în cazul sudării cu material de adaos, înclinarea fiind în partea opusă sensului de sudare;

—axa sîrmei sau a benzii materialului de adaos trebuie să fie în permanenţă perpendiculară pe axa pistolului, astfel ca unghiul format de sîrma sau banda de adaos şi suprafaţa piesei să fie de 15—20°. Trebuie să se ţină seama că un unghi mare prezintă unele neajunsuri, devenind obstacol în calea gazului protector prin formarea curenţilor turbionari, care provoacă aspiraţia aerului în zona sudării;

— în cazul cînd se sudează materiale de grosimi diferite care nu necesită material de adaos, unghiul pistolului de sudat cu planul piesei trebuie să fie de 90°;

— la sudarea oţelurilor Cr-Ni austenitice, pentru a se evita fisurarea cusăturilor la cald, se recomandă sudarea în mai multe straturi şi utilizarea curentului prescris;

— la sudarea oţelurilor feritice (Cr 14% şi mai mult) care au tendinţa de a forma cristale mari, se utilizează ca material de adaos sîrmă din oţel Cr-Ni austenitic;

— la oțelurile martensitice — numai cu crom — se evită fisurarea în zona sudării prin preîncălzire înainte de sudare la 200–300°C, după care se aplică regimul de sudare prescris.

La șantierele noastre, la sudarea materialelor din oțel inoxidabil și anticorosiv s-a utilizat regimul de sudare manual, folosind curentul continuu cu electrodul de wolfram legat la polul negativ.

Tabela 3

Grosimea materialului de sudat, mm	Intensitatea curentului, A	Diametrul electrodului de wolfram, mm	Diametrul ajutajului		Consum de argon, l/min	Diametrul sîrmei de adaos, mm	Viteza de sudare, mm/min
			Pistol fără răcire cu apă, mm	Pistol cu răcire cu apă, mm			
1,00	40–60	1,00	4	—	4	1,5	300–350
1,50	70–80	1,60	4–5	—	5	1,5	300
2,00	90–110	1,60	4–5	—	5	2	280–300
3,00	130–150	1,6–2,4	4–5–6	—	5	3	250–300
5,00	180–250	2,4–3,2	6–7–8	6–8	6	4	200–240
8,00	300–340	4–8	—	8–10	6	4–5	—*
12,00	350–450	4,80–6,40	—	10	7	5	—*

* Sudarea se execută în două straturi.

Pentru executarea cusăturilor verticale, intensitatea curentului de sudare se micșorează cu 10–15%, iar pentru cusăturile peste cap, cu 20%.

2.3.2. *Regimul de sudare a pieselor din aluminiu*

Piesele din aluminiu și din aliajele sale se sudează bine cu procedeul de sudare cu arc electric și electrod de wolfram, dacă se utilizează curentul alternativ stabilizat cu unul de înaltă frecvență.

Se menționează că la sudarea cu acest procedeu trebuie înlăturate cu desăvîrșire urmele de umezeală din butelia de argon, și puritatea acestuia să fie de 99,9%, condiții fără de care nu se poate obține o cusătură sudată corespunzătoare.

Pentru executarea sudurilor în piesele de aluminiu, s-a utilizat un agregat format dintr-un transformator special construit, un oscilator pentru înaltă frecvență, reactanță inductivă și rezistență ohmică, care stabilizează curentul alternativ cu unul de înaltă frecvență și diminuează componenta de curent continuu.

Regimurile de sudare manuală a aluminiului și aliajelor sale folosind curent alternativ stabilizat cu curent de înaltă frecvență sînt arătate în tabela 4.

3. ASPECTE CARACTERISTICE APLICĂRII PROCEDEULUI DE SUDARE CU ELECTROD DE WOLFRAM ÎN MEDIU PROTECTOR DE ARGON

3.1. Măsuri tehnico-organizatorice pentru pregătirea locului de muncă

Înainte de a începe procesul de sudare, șeful brigăzii respective, sub îndrumarea și controlul maistrului, trebuie să ia o serie de măsuri tehnico-organizatorice :

Tabela 4

Grosimea tablei de sudat, mm	Intensitatea curentului, A	Diametrul electrodului de wolfram, mm	Diametrul ajutajului pentru pistol, mm		Consumul de argon, l/min	Diametrul sîrmei de adaos, mm	Viteza de sudare, mm/min
			Pistol fără răcire cu apă, similar tipului ITEC-1	Pistol cu răcire cu apă			
1,00	40–50	1,00	4	—	6	—	400
1,50	60–70	1,60	4–5	—	6–7	—	300–350
2,00	80–90	1,60	4–5	—	7	2	300–350
3,00	120–140	2,40	5–6	—	7–8	2–3	260–300
5,00	200–240	3,20	6–7	6–8	10	3–4	220–250
8,00	300–350	4,80	7–8	8–10	12	4–5	120–140*
12,00	400–500	6,40	8–10	10	14	5–6	50–60*

* Sudarea se execută în două straturi.

— alegerea unui loc de muncă luminos și ferit de curenți de aer;

— alegerea unei surse de energie electrică fără variații de tensiune peste ± 5%;

— curățarea de oxizi, nitruri, uleiuri, grăsimi etc., cu solvenți adecvați, a pieselor care se sudează.

Pentru această operație este strict necesar să se facă un instructaj special personalului brigăzii de execuție a lucrării, deoarece folosindu-se de obicei ca solvenți triclorura sau tetraclorura de etilen, ai căror vapori se descompun la căldură și formează gaze toxice, personalul de execuție poate suferi în caz de neatenție intoxicări grave.

De asemenea, atunci cînd se sudează sau se utilizează ca material de adaos cuprul și aliajele sale și îndeosebi cupru-beriliu, trebuie luate măsuri speciale, deoarece combinațiile beriliului sînt foarte toxice.

În toate cazurile, dacă decapările sau procesul de sudare se fac într-o încăpere închisă, trebuie luate măsuri eficace de aerisire.

La sudurile executate la țevării pentru medii care polimerizează în cazul cînd întîlnesc obstacole în timpul curgerii în lungul traseelor tehnologice, cum este acidul cianhidric, acrilonitrilic etc., este absolut necesar ca fiecare sudură să fie polizată în interiorul țevii cu polizoare de construcție specială de mare turație (24 000 rot/min).

3.2. Fenomene termoelectrice

La sudarea cu curent continuu electrodul de wolfram poate fi legat fie la polul negativ, fie la cel pozitiv.

În cazul cînd electrodul de wolfram este legat la polul negativ, electronii bombardează piesa care se sudează pe care, din cauza vitezei lor mari, o încălzesc destul de puternic. În cazul invers, cînd electrodul de wolfram este legat la polul pozitiv, electronii vor bombarda electrodul de wolfram, care va suferi o supraîncălzire, din care cauză capătul electrodului se va topi și va cădea sub forma de picături în baia de sudare, impurificînd-o. Cu alte cuvinte, cu un același curent, atunci cînd se lucrează cu electrodul de wolfram legat la polul pozitiv, trebuie utilizat un electrod de diametru mai mare decît dacă se lucrează cu electrodul legat la polul negativ.

În cazul cînd electrodul de wolfram este legat la polul pozitiv, după sudare se observă pe piesa sudată, în regiunea sudurii, că locul respectiv rămîne curățat de murdărie, arsură etc., suprafața prezentînd un aspect asemănător cu acela al unei piese sablate. Fenomenul s-ar explica prin faptul că electronii, desprinzîndu-se din piesa de sudat, duc cu ei, spre polul pozitiv — electrodul de wolfram — particule de la suprafața piesei care rămîne astfel curată.

Aceste efecte termoelectrice influențează de asemenea atît forma cît și însuși procesul de sudare. Astfel. cusăturile sudate executate cu arcul format cu electrodul legat la polul negativ sînt înguste și adînci, datorită atît concentrației bombardamentului electronilor pe piesă în regiunea formării băii de sudare, cît și a dirijării întregului flux caloric al arcului în acea regiune. Cusăturile executate cu electrodul de wolfram legat la polul pozitiv sînt late și puțin adînci din cauza fenomenului termoelectric invers.

3.3. Fenomene electrotehnice

Teoretic, sudarea cu curent alternativ ar trebui să fie o rezultantă a sudării cu curent continuu cu electrodul de wolfram legat succesiv la polul negativ și la polul pozitiv. În realitate, în cursul procesului de sudare, arcul electric format de un electrod de wolfram în mediu de gaz inert (argon) opune o rezistență curentului de sudare mai mare în sensul pozitiv decît în cel negativ, astfel încît s-ar părea că în sensul pozitiv nu ar trece curent. În realitate, trece curent și în acest sens, și sinusoida apare, însă deformată, sau cu alte cuvinte ordonatele curbei tensiunii de menținere a arcului, în cazul cînd polul pozitiv este electrodul de wolfram, sînt mai mari, pentru aceleași lungimi ale arcului și curenți identici, decît ordonatele corespunzătoare în cazul polarității inverse.

Această diferență se datorește funcției de redresor pe care o are arcul electric întreținut de electrodul de wolfram în mediu de argon, a cărui acțiune dă naștere la o componentă de tensiune și curent continuu în dauna tensiunii și curentului alternativ de sudare, peste care se suprapune.

Dacă se ține seamă că valoarea instantanee a unei mărimi alternative sinusoidale este dată de expresia:

$$a = A_m \sin(\omega t + \alpha_m) \qquad (1)$$

și că în circuitul electric de sudare cu o inductanță și o rezistență activă va trece un curent:

$$i = I_m \sin(\omega t + \alpha_m); \qquad (2)$$

intensitatea componentei curentului continuu este dată de expresia:

$$I_0 = \frac{U_0}{r_e}; \qquad (3)$$

în acest caz, valoarea curentului de sudare din arc se poate determina cu expresia:

$$i_{arc} = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) - \frac{U_0}{r_{arc}}. \qquad (4)$$

Din expresia (4) se vede clar că valoarea curentului de sudare va avea valoarea maximă atunci cînd valoarea componentei curentului continuu suprapus peste cel de sudare va fi zero.

Avînd în vedere efectele negative ale componentei curentului continuu asupra calităţii sudurii, la construirea utilajelor de sudare prin acest procedeu, trebuie să se găsească mijloace de micşorare sau de înlăturare totală a acestora. În acest scop utilajele şi instalaţiile respective sînt construite :

a) cu intercalarea unei reactanţe inductive şi a unei rezistenţe active în circuitul de sudare ;

b) cu intercalarea unei reactanţe inductive şi a uneia capacitive legate în serie în circuitul de sudare, în care se menţine şi rezistenţa activă.

Dacă se analizează expresia (4) rezultă :

În cazul *a* :

$$I_{arc} = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) - \frac{U_0}{z} \qquad (5)$$

în care :

$z = \sqrt{r^2 + x^2}$ este impedanţa, ohmi ;

unde :

$r = X_L + X_C = L - \frac{1}{C}$ este rezistenţa activă, ohmi ;
X_L — L — rezistenţa capacitivă, ohmi ;
ω — frecvenţa unghiulară a curentului alternativ ;
L — inductanţa, *H* ;
C — capacitatea, *F*.

În acest caz ecuaţia (5) devine :

$$I_{arc} = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) - \frac{U_0}{\sqrt{r^2 + x^2}} ;$$

în care, neglijînd pe r care este foarte mic, se obţine :

$$I_{arc} = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) - \frac{U_0}{X_L}. \qquad (6)$$

Pentru ca factorul $\frac{U_0}{X_L}$ să se apropie de zero, trebuie ca reactanţa inductivă să aibă o valoare foarte mare faţă de cea a tensiunii continue.

În practică se leagă în serie cîteva bobine de reactanţă, obţinîndu-se astfel mai multe spire şi deci spaţii între ele, micşorînd astfel valoarea factorului $\frac{U_0}{X_L}$.

În cazul *b* :

Ţinînd seama că în circuitul continuu rezistenţa capacităţii este infinită, intensitatea componentei curentului continuu devine :

$$I_{cc} = \frac{U_{cc}}{X_c} = \frac{U_{cc}}{\infty} = 0. \qquad (7)$$

Deci, în cazul intercalării unei rezistenţe capacitive în circuitul de sudare curentul de sudare dat de expresia (4) va avea valoarea maximă dată de expresia :

$$I_{arc} = \sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) - \frac{U_{cc}}{\infty} \qquad (8)$$

$$\sum_{m=1}^{\infty} A_m \sin(\omega t + \alpha_m) = 0. \qquad (9)$$

Din expresiile (5) şi (9) se trage concluzia că, în cazul intercalării unei capacităţi în circuitul de sudare, se înlătură cu desăvîrşire formarea componentei de curent continuu, iar în cazul intercalării unor bobine de reactanţă, aceasta se va micşora, însă practic nu va dispare niciodată.

3.4. Fenomene magnetice

În procedeul de sudare cu arc electric şi electrod de wolfram în mediu de argon, se sudează tobe şi ţevi cu pereţi subţiri, cu rigiditate relativ mică, care au o tendinţă de deformare accentuată în cursul procesului de sudare. Pentru înlăturarea acestor neajunsuri, se utilizează pe scară largă dispozitive speciale.

S-a observat că în cazul cînd se sudează atît cu curent continuu cît şi cu curent alternativ peste care se suprapune o componentă a curentului continuu, aceste dispozitive se magnetizează cu timpul. Datorită acestui fenomen, în punctele de contact dintre dispozitiv şi piesă, se produc mici ciupituri, care, la folosirea pieselor, conductelor sau tablelor sudate în circuitul tehnologic, formează începutul acţiunii de corodare a pieselor respective.

Înlăturarea acestei influenţe magnetice se face, fie prin utilizarea de materiale antimagnetice cu care se plachează punctele de contact ale dispozitivelor cu piesele de sudat, fie prin mişcarea poziţiei cablurilor de sudare şi a dispozitivelor pînă dispare fenomenul magnetic. În unele cazuri se utilizează dispozitive din lemn.

4. AVANTAJE TEHNICO-ECONOMICE

Procedeul prezintă o serie de avantaje faţă de procedeele obişnuite de sudare, dintre care se menţionează :

— Nu necesită electrozi fuzibili înveliţi sau sîrmă şi fluxuri care consumă timp de lucru pentru curăţarea straturilor şi produc impurităţi în sudură.

— Aport de căldură constant şi concentrat pe o suprafaţă relativ redusă a materialelor de sudat, care, permiţînd o viteză mare de sudare, măreşte productivitatea procesului de sudare.

— Poate fi uşor mecanizat şi automatizat.

— Prin forma şi unghiul de înclinare ce se pot da pistolului de sudare, se pot executa suduri în poziţii dificile.

— Se pot suda în bune condiţii toate metalele uzuale în tehnică şi compuşii acestora şi în anumite cazuri metale de natură diferită, de exemplu cupru cu aluminiu.

— Sudurile executate au un aspect exterior curat şi neted, sînt omogene ca structură şi cu proprietăţi mecanice asemănătoare cu acelea ale materialului de bază.

— Cusăturile sudate se pot executa cu sau fără material de adaos.

— Electrodul de wolfram nu se consumă în mod sensibil.

— Preţul de cost este mai scăzut decît la procedeele obişnuite, asigurat prin :

— viteza mare de sudare ;

— înlăturarea costului electrozilor fuzibili înveliţi.

Prin scăderea continuă a preţului argonului, pe măsura lărgirii aplicării procedeului, aşa cum s-a întîmplat şi în ţările unde acest procedeu se aplică azi pe scară largă, preţul sudurilor executate în mediu de argon se va micşora.

BIBLIOGRAFIE

[1] Beker, W. *Sudarea în mediu protector de argon (metoda WIG) la construcţii de aparate şi maşini.* Schweisstechnik Heft 2 februar 1960 Berlin.

[2] Brodski, I. A. *Sudarea electrică cu arc a metalelor în mediu de argon şi electrod de wolfram.* I.D.T., traducere din limba rusă 1961.

[3] Echim, T. Ilie. *Sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de wolfram în mediu de argon.* I.D.T. 1962.

[4] Echim, T. Ilie şi Tecu C. *Pistol de sudat cu arc electric şi electrod de wolfram în mediu de argon.* Brevet de inovaţie grup IMB Săvineşti.

[5] Lurgiwarme Grissheim: *Instrucţiuni de lucru în raport de sudat în mediu de argon.*

[6] Messer G. M. B. H. Frankfurt am Main. *Instrucţiuni de lucru pentru aparate de sudat în mediu de argon.*

[7] *Schweisser Taschenbuch 1960/61* Zentral Institut für Schweisstechnik Halle (Saale).

CZ 621.822.5 : 621.891.22–791.2

Metode pentru măsurarea grosimii filmului de lubrifiant la lagăre circulare

D. PAVELESCU şi I. ILIUC
Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia” al Academiei R.P.R.

Posibilitatea măsurării grosimii filmului de lubrifiant la lagăre în regim dinamic este importantă, atît prin aceea că contribuie la verificarea unor ipoteze ce stau la baza teoriei lubrificaţiei lagărelor, cît şi pentru confirmarea practică a unor elemente de calcul, interesînd deci şi proiectarea şi execuţia. Este cunoscut faptul că grosimea filmului de lubrifiant condiţionează uzura minimă, siguranţa în exploatare şi deci durabilitatea maximă a lagărului. De asemenea, temperatura de intrare şi ieşire a uleiului, influenţînd asupra variaţiei viscozităţii şi deci a grosimii filmului de lubrifiant, devine un factor esenţial în proiectarea şi funcţionarea lagărului [4].

Din literatura de specialitate şi din stadiul actual al tehnicii respective de fabricaţie, rezultă că toate aceste probleme sînt în prezent de mare actualitate şi trebuie să fie soluţionate prin metode cît mai moderne şi precise.

Într-o lucrare precedentă [3], s-a prezentat o metodă cu izotopi radioactivi, prin care s-a putut determina grosimea limită a filmului de lubrifiant, la care se menţine regimul hidrodinamic, între două plăci metalice circulare* ; s-au scos totodată în evidenţă părerile controverse ce există asupra valorii acestei grosimi, care se menţin tocmai din cauza dificultăţilor de măsură şi a eficacităţii limitate a metodelor ce au fost utilizate în unele cazuri (metode optice, cu interferenţă, cu raze X, electrice-capacitive sau inductive) [2], [3], [6], [7] [8], [9], [10].

O parte din metodele menţionate limitează însă utilizarea lor numai în faza de laborator sau la cazuri particulare ; în literatura de specialitate nu se găseşte o metodă de măsurare a filmului de ulei în lagăre, care să utilizeze izotopii radioactivi.

Pentru aceasta, s-au continuat cercetările, studiindu-se o metodă radioactivă în paralel cu o metodă electrică inductivă. Necesitatea acestor două metode este impusă de condiţiile specifice în cazul măsurărilor de peliculă la lagăre circulare :

— să se poată măsura fără contact direct în punctele în care se efectuează măsurarea ;

— intervalul de măsură să fie 1 — 100 μ (pentru un diametru al fusului de circa 45 mm) ;

— suprafaţa de referinţă să nu fie exterioară cuzinetului, pentru a nu include deplasările din celelalte lagăre, inclusiv elasticitatea materialului ;

— rotirea axului să nu influenţeze rezultatul măsurărilor ;

— metoda utilizată să nu conducă la o aparatură ancombrantă sau să fie aplicabilă numai în condiţii de laborator.

---

* Publicată în Revista Metalurgia şi Construcţia de maşini, XI, 10, 1959, pag. 854–856, în lucr. „Metode radioactive pentru studiul uzurii şi ungerii” — D. Pavelescu.

Deoarece, în ambele cazuri, măsurarea se face prin intermediul traductorului respectiv — contor Geiger-Müller sau cu scintilație, și respectiv traductor electric —, se pune de la început problema stabilirii unei competențe comune — a contorului de radiație și a traductorului inductiv — față de elementul de măsurat.

Instalația de măsură respectivă (traductor + circuit de măsură) trebuie să asigure o dependență convenabilă din punctul de vedere al sensibilității și preciziei, între un „volum util'' V_u de ulei ce trebuie sesizat de traductor și parametrul de ieșire al instalației de măsură (impulsuri pe minut sau o altă mărime electrică).

Dacă Y este parametrul de ieșire, traductorul trebuie să asigure dependența:

$$Y = f(V_u) \text{ sau } Y = f(K.\ \delta). \qquad (1)$$

Dacă se folosesc următoarele notații (fig. 1):

θ — unghiul dintre linia centrelor $0_1 - 0_2$ și o direcție oarecare;
δ — grosimea filmului de ulei într-o direcție oarecare θ;
$C = r_2 - r_1$ — jocul radial;
e = excentricitatea — distanța dintre axele cuzinetului și fusului $(0_1 - 0_2)$;
$\alpha = \frac{e}{C}$ — excentricitatea relativă;

(s-a considerat un lagăr circular în cazul $\alpha = 1$), volumul util este

$$V_u = S.L, \qquad (2)$$

în care:

L este lungimea secțiunii de lucru a traductorului, pe generatoare;
S — secțiunea cuprinsă între fus și cuzinet și direcțiile $\theta - \Delta\theta$ și $\theta + \Delta\theta$.

În cazul unui lagăr circular, grosimea δ a peliculei rezultă din relația [5]:

$$\delta = C(1 + \alpha\cos\theta). \qquad (3)$$

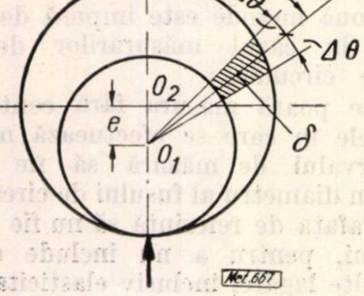


Fig. 1

Secțiunea S se poate obține din (3):

$$S = \int_{\theta - \Delta\theta}^{\theta + \Delta\theta} d\theta = C\,(2\,\Delta\theta + 2\alpha \sin\Delta\,\theta \cdot \cos\theta). \qquad (4)$$

În cazul în care grosimea peliculei δ se consideră variabilă se obține:

$$S = 2\,\Delta\theta C + 2(\delta - C)\sin\Delta\theta, \qquad (5)$$

în care $2\,\Delta\theta$ este unghiul corespunzător porțiunii de peliculă măsurată de traductor.

După cum se vede, pentru un lagăr circular și un traductor de anumite dimensiuni, „volumul util'' este funcție numai de grosimea peliculei δ pe direcția corespunzătoare axului traductorului.

Pentru măsurarea lui δ, corespunzător unghiului θ, este necesară o etalonare prealabilă și deci realizarea într-un mod oarecare a unor grosimi diferite, cunoscute, pe direcția θ, și măsurarea simultană a valorii parametrului de ieșire. O soluție ar putea fi deplasarea pe o anumită direcție, din 10 în 10 μ, a cuzinetului. Realizarea practică a acestei soluții este însă dificilă, din care cauză s-a urmărit etalonarea pe altă cale.

Se pot obține diferite valori pentru S și deci pentru δ, dacă pentru $\alpha = 1$ și $\omega = 0$ se dau traductorului diferite înclinații față de linia centrelor (s-a notat cu ω suma vitezelor unghiulare ale cuzinetului și fusului).

Din relațiile (3) și (4) rezultă în acest caz:

$$\delta' = C(1 + \cos\theta); \qquad (3')$$

$$S' = C\,(2\,\Delta\theta + 2\,\sin\Delta\theta\cos\theta) \qquad (4')$$

sau, în funcție de δ':

$$S' = 2\,\Delta\theta\, C + 2\,(\delta' - C)\,\sin\Delta\theta. \qquad (5')$$

Dacă secțiunile S și S' sînt egale, volumele respective utile V_u și V_u' sînt de asemenea egale; etalonarea traductorului este deci valabilă permițînd citirea grosimilor $\delta = \delta'$ pentru că la același δ secțiunile volumului util al traductorului sînt aceleași, indiferent de α. Etalonarea se va putea efectua deci în regim static la $\alpha = 1$, prin încărcarea repetată a cuzinetului.

În abscisa diagramei de etalonare se poate considera δ, S sau direct θ, în ordonată fiind trecută mărimea de ieșire Y a instalației de măsură. Pentru o rezolvare mai ușoară, se reprezintă și funcția $\cos\theta$ pe diagrama de etalonare (fig. 8 și 9).

Pentru determinarea poziției centrului fusului, și deci a lui θ^* (unghiul dintre direcția rezultantei presiunilor și linia centrelor) și α, sînt necesare cîte două determinări.

În figura 2 sînt reprezentate pozițiile de măsură ale traductoarelor T_1 și T_2 în raport cu direcția de aplicare a forței, pentru cazul mai general $\alpha \neq 1$.

Pentru grosimile δ_1 și δ_2 rezultă:

$$\delta_1 = C\,[1 + \alpha\cos(2\pi - \theta^*)], \qquad (6)$$

$$\delta_2 = C\left[1 + \alpha\cos\left(2\pi - \theta^* - \frac{\pi}{2}\right)\right], \qquad (7)$$

de unde:

$$\frac{\delta_1}{C} - 1 = \alpha \cos\theta^* \,; \quad \frac{\delta_2}{C} - 1 = -\alpha \sin\theta^* \,; \quad (8)$$

pentru $\alpha = 1$ rezultă însă:

$$\frac{\delta_1}{C} - 1 = \cos\theta_1 = a_1 \,; \quad (9)$$

$$\frac{\delta_2}{C} - 1 = \cos\theta_2 = a_2 , \quad (9')$$

a_1 şi a_2 fiind ordonatele respective de pe diagrama de etalonare corespunzătoare valorilor $\cos\theta_1$ şi $\cos\theta_2$.

Din ultimele relaţii rezultă deci că:

$$\alpha\cos\theta^* = a_1 \text{ şi } -\alpha\sin\theta^* = a_2,$$

de unde:

$$\operatorname{tg}\theta^* = -\frac{a_2}{a_1} \quad (10)$$

şi

$$\alpha = \sqrt{a_1^2 + a_2^2} \,, \quad (11)$$

care determină şi curba de deplasare a centrului fusului.

Rezultă deci că măsurarea valorilor δ, θ^* şi α în regim dinamic ($\alpha \neq 1$) este posibilă,

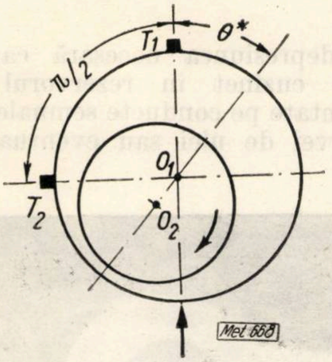


Fig. 2

etalonarea făcîndu-se în cazul $\alpha = 1$; de asemenea este posibilă utilizarea unor traductoare electrice diferite (de radiaţii şi de inducţie), cu condiţia ca dimensiunile lor să fie corespunzătoare volumului util arătat.

Metoda radioactivă

Ca funcţie de volum, s-a ales activitatea A_v care este direct proporţională cu volumul util, dacă activitatea specifică este constantă:

$$A_v = A_s \times V_u \quad (12)$$

Pentru realizarea instalaţiei care să utilizeze variaţia activităţii pentru măsurarea lui δ în condiţiile cerute, a fost necesar să se rezolve următoarele:

a) Alegerea şi obţinerea unui trasor radioactiv care să poată fi răspîndit omogen în întregul volum de ulei, ca şi în cazul metodei din lucrarea [3].

Ca trasor a fost ales indiu radioactiv (In^{114*}) care prezintă mai multe avantaje pentru acest scop.

Pentru a putea asigura repartizarea omogenă a trasorului în ulei, este necesar ca indiul metalic să fie transformat într-o combinaţie solubilă în ulei; s-a constatat că oleatul de indiu este eficace. Trebuie să se menţioneze faptul că s-au ivit dificultăţi la obţinerea oleatului de indiu pur, apt de a fi expus în reactor, şi de asemenea la dizolvarea oleatului radioactiv în ulei, care însă au putut fi înlăturate. S-a constatat, de asemenea posibilitatea de a se activa la un flux puternic de neutroni (10^{13} n/cm^2/s) cu observaţia că se produce o uşoară descompunere a preparatului.

b) Realizarea unui dispozitiv de măsură, compus din traductorul propriu-zis, un colimator, suportul cuzinetului, canalele de alimentare şi cele colectoare de ulei, dispozitivul trebuind să asigure o eficacitate totală maximă pentru volumul de ulei măsurat şi una cît mai mică pentru volumele alăturate acestuia. Schiţa instalaţiei este prezentată în figura 3.

Pentru aceasta s-a intercalat între volumul de ulei măsurat şi traductor (în acest caz un contor cu scintilaţie), un colimator de plumb, care se prelungeşte pe o anumită porţiune şi în cuzinet. S-a utilizat un cuzinet de oţel, grosimea peretelui pe direcţia măsurată fiind redusă la minimum 0,7 mm; dimensiunea fantei de măsură este de 3 × 12 mm. Măsurarea se poate executa în condiţii similare şi cu un cuzinet de bronz, compoziţie etc.

Pentru a se realiza un fond de activitate cît mai redus trebuie ca volumul constant de ulei din preajma colimatorului de plumb să fie micşorat la minimum. În acest scop s-au realizat — pentru alimentarea şi evacuarea uleiului — două cavităţi inelare cu secţiune minimă, la capetele cuzinetului.

Prin utilizarea indiului radioactiv ($E_\gamma = 0{,}191$ MeV şi $E_\beta = 1{,}958$ MeV), eficacitatea colimatorului de plumb creşte mult deoarece coeficientul de atenuare masic pentru Pb este în acest caz de aproximativ şase ori mai mare decît pentru Fe.

Realizarea fizică a dispozitivului de măsură este arătată în figurile 4 şi 4,*a*.

Ca traductor s-a folosit un fotomultiplicator cu scintilator de iodură de sodiu cu taliu, aşezat în axul fasciculului de radiaţie. Utilizarea fotomultiplicatorului a permis, datorită eficacităţii ridicate, o reducere esenţială (faţă de contorii G-M) a activităţii specifice a uleiului.

c) Realizarea unei etanșări corespunzătoare și a unui sistem de circulație fără pierderi.

Pentru realizarea etanșării și pentru reducerea la minimum a volumului conductelor de circulație a uleiului radioactiv din apropierea traductorului, s-a recurs la alimentarea cuzinetului printr-o parte și la evacuarea uleiului prin cealaltă parte. Scăpările de ulei din cavitatea colectoare au fost evitate în mare măsură prin crearea unei depresiuni. În vederea reducerii volumului total de ulei, și în același timp pentru evitarea pierderilor, s-a recurs la soluția alimentării periodice a cuzinetului cu ulei prin manevre de aer comprimat și vacuum (fig. 3).

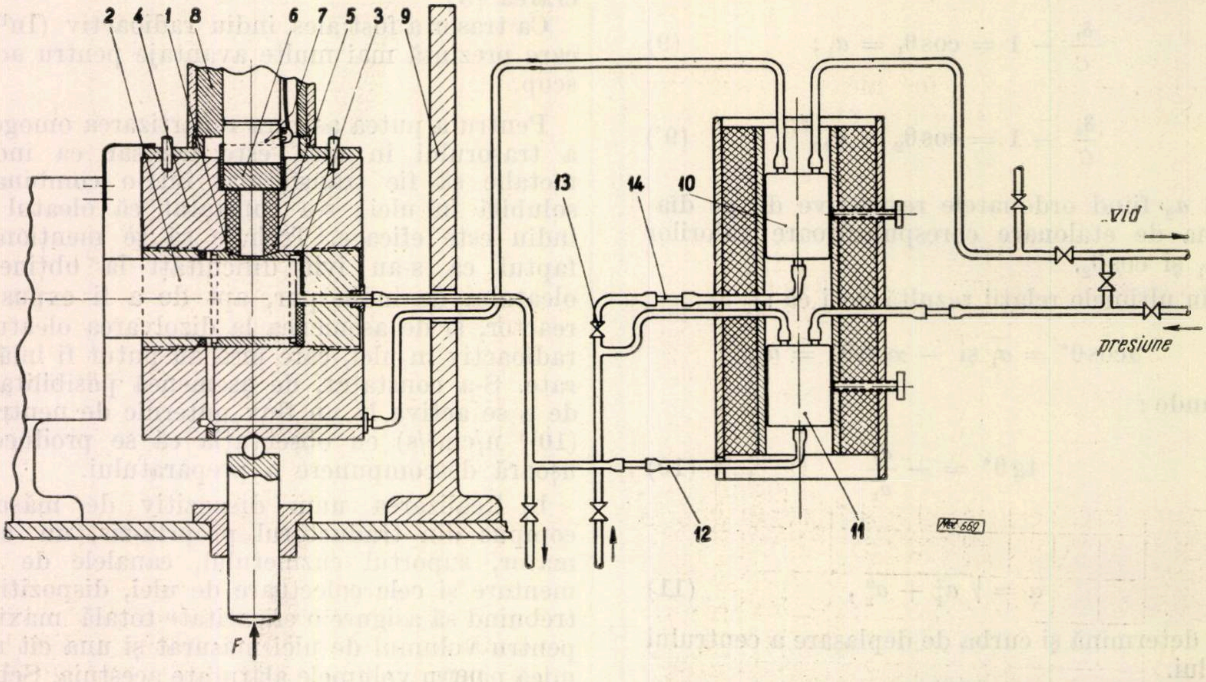


Fig. 3. Instalația pentru măsurarea cu izotopi radioactivi a grosimii peliculei de lubrifiant într-un lagăr în funcționare:

1 – cuzinet de bronz; 2 – ax oțel; 3 – garnituri; 4 – suportul cuzinetului; 5 – colimator din plumb; 6 – scintilator; 7 – fotomultiplicator; 8 – suportul fotomultiplicatorului; 9 – ecran din plumb; 10 – recipient colector; 11 – recipient de alimentare; 12 – conducte polivinil; 13 – cleme; 14 – vizori.

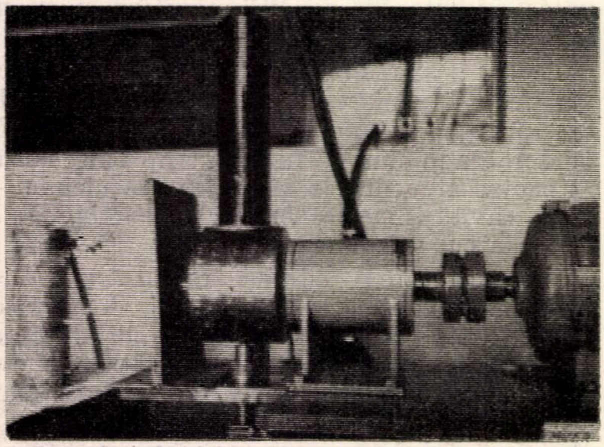


Fig. 4, *a*. Realizarea instalației din figura 3.

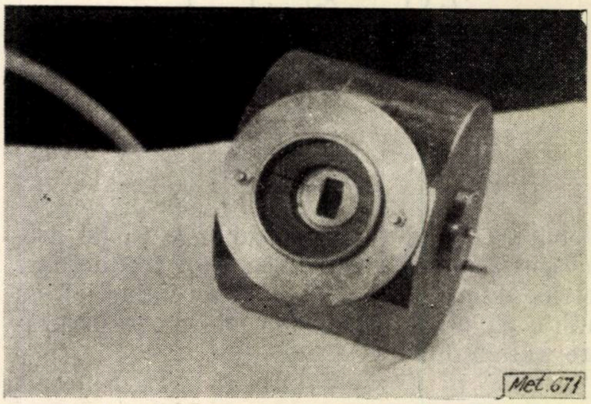


Fig. 4, *b*. Detaliu; vedere prin locașul scintilatorului (din suportul cuzinetului) a colimatorului de Pb.

Astfel, după umplerea cu ulei radioactiv a rezervorului inferior, se creează în sistem presiunea și depresiunea necesară care trimite uleiul prin cuzinet în rezervorul superior. Vizoare montate pe conducte semnalează terminarea rezervei de ulei sau eventuale globule de aer în ulei. Pentru readucerea uleiului din rezervorul superior în cel inferior, se deschide accesul în conducta dintre cele două rezervoare și se inversează conducta de presiune cu cea de depresiune. Ambele rezervoare de ulei sînt prevăzute cu o protecţie de plumb, iar întregul sistem este protejat faţă de contor cu un paravan de plumb. Manevrele de aer menţionate şi citirea numărului de impulsuri se fac la o masă de comandă plasată în exteriorul camerei.

Metoda electrică

Ca funcţie de volum a fost aleasă, în acest caz, reluctanţa volumului de ulei util, aceeaşi ca şi în cazul precedent.

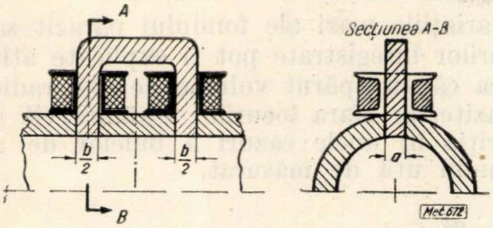


Fig. 5, *a*

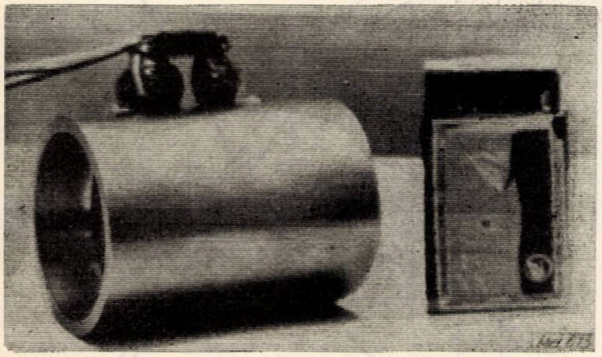


Fig. 5, *b*

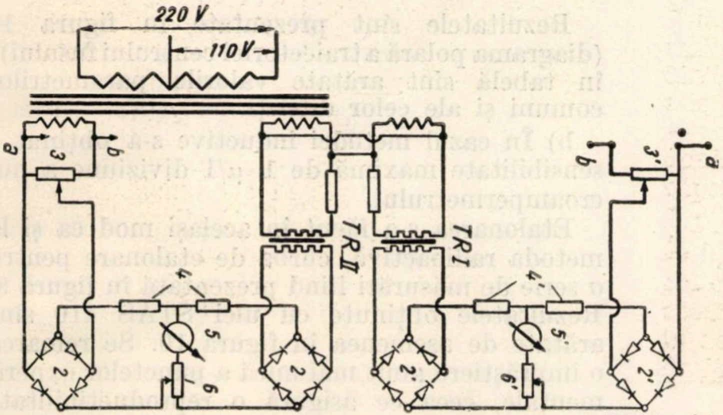


Fig. 6, *a*. Schema electrică de principiu a metodei inductive : *TRI* – traductor ; *2* – punţi de redresare cu diode cu siliciu (ДГ–ЦВ) ; *3* – potenţiometru pentru reglarea forţei electromotrice de compensare ; *4* – rezistenţe de limitare ; *5* – microampermetru ; *6* – potenţiometru pentru limita superioară a scalei.

În cuzinet au fost montaţi doi traductori inductivi de tipul transformator, fluxul magnetic închizîndu-se prin materialul fusului. În acest caz variaţia grosimii peliculei de lubrifiant δ determină o variaţie a reluctanţei întrefierului, care se traduce într-o modificare a forţei electromotrice din secundarul transformatorului. În figura 5, *a* este reprezentată o secţiune din traductorul montat în cuzinet, iar în figura 5, *b* o vedere de ansamblu a acestuia.

În acest caz reluctanţa porţiunii neferoase a întrefierului este :

$$R_m = \frac{\delta}{\mu a \cdot b} \text{ sau } R_m = \frac{\delta \cdot a}{\mu a^2 b} = K.\ S, \qquad (13)$$

în care :

δ este grosimea întrefierului ;
μ – permeabilitatea lubrifiantului ;
a şi *b* – lăţimea şi lungimea capului traductorului (miezul).

Rezultă că reluctanţa întrefierului este deci proporţională cu secţiunea transversală a întrefierului şi nu depinde de forma acestuia, cu condiţia ca să aibă valori mici, condiţie care în cazul de faţă a fost îndeplinită ($\delta = 0{,}1$ mm ; traductorul realizat are : $a = 3{,}5$ mm şi $b/2 = 5$ mm).

Pentru măsurarea forţei electromotrice din secundarul transformatorului s-a utilizat o metodă de compensaţie în curent continuu [1], care permite realizarea unei sensibilităţi şi stabilităţi corespunzătoare. Schema electrică de principiu este arătată în figura 6.

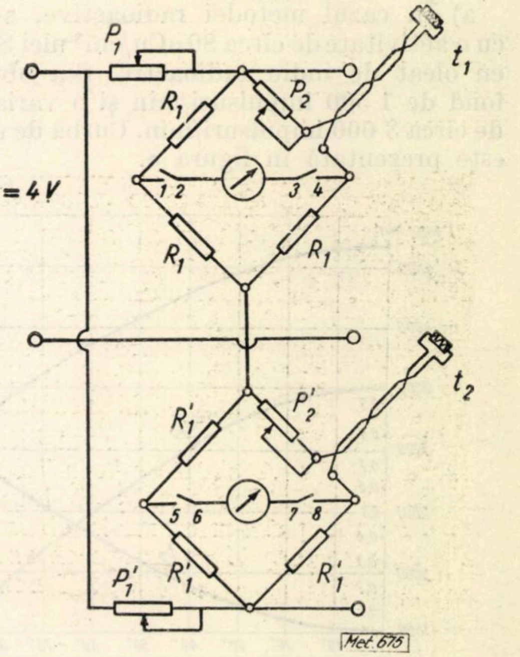


Fig. 6, *b*. Schema electrică de principiu pentru măsurarea temperaturilor de intrare şi ieşire.

De asemenea, pentru măsurarea temperaturilor la intrarea şi ieşirea lubrifiantului, s-a folosit schema electrică de principiu din figura 6, *b*, traductorii de temperatură fiind rezistențe electrice.

În figura 7 este prezentată o astfel de instalație de măsură.

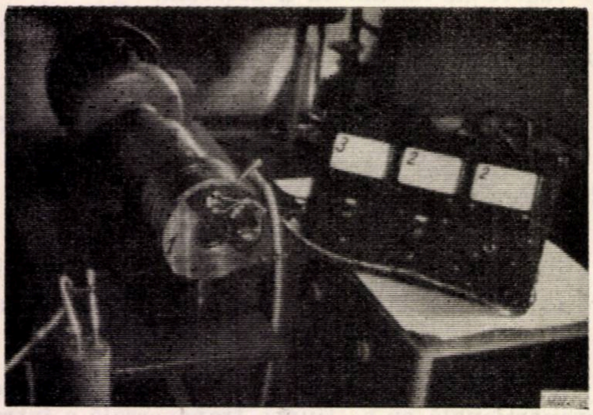


Fig. 7. Aparatura de măsură prin metoda inductivă: *1* – suportul cuzinetului; *2* – microampermetru pentru δ_1 și δ_2; *3* – microampermetru pentru T_1 și T_2.

Etalonare și măsurări

În ambele cazuri, suportul cuzinetului (capul de măsură) este plasat în consolă față de un fus de oțel de 45 mm diametru; încărcarea, făcîndu-se printr-un sistem de pîrghii, poate ajunge pînă la sarcini de 2 000 kg. Suportul cuzinetului cu traductoare este gradat din 10 în 10 grade, permițîndu-se rotirea sa pentru diferite valori ale unghiului θ.

a) În cazul metodei radioactive, s-a lucrat cu o activitate de circa 80 μCu/cm^3 ulei STAS 205 cu oleat de indiu radioactiv. S-a obținut un fond de 1 500 impulsuri/min și o variație utilă de circa 3 000 impulsuri/min. Curba de etalonare este prezentată în figura 8.

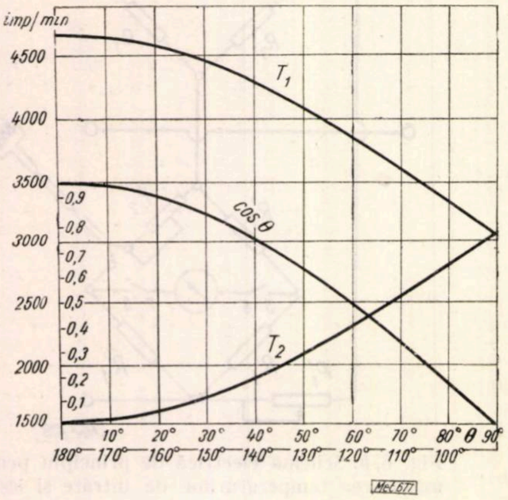


Fig. 8.

Cantitatea totală de ulei, care este limitată de activitatea respectivă, a fost suficientă pentru o funcționare continuă de aproximativ 5 min. Pentru fiecare punct experimental s-au efectuat cel puțin 6 determinări de 5 min. Împrăștierea mare a rezultatelor a făcut necesară repetarea determinărilor și selectarea valorilor; de asemenea, a impus și o încercare cu activitate mai mare. Astfel s-a utilizat clorura de indiu radioactiv în soluție apoasă, activitatea specifică fiind în acest caz de circa 0,5m Cu/cm^3. S-a obținut un fond de circa 26 000 impulsuri/min și o variație utilă de circa 25 000 impulsuri/min; rezultă deci că prin mărirea activității nu s-a putut îmbunătăți sensibilitatea.

Variațiile mari ale fondului parazit sau ale valorilor înregistrate pot fi explicate atît prin aceea că au apărut volume de ulei radioactiv parazite, în afara locurilor stabilite, cît și prin apariția în unele cazuri a bulelor de aer în volumul util de măsurat.

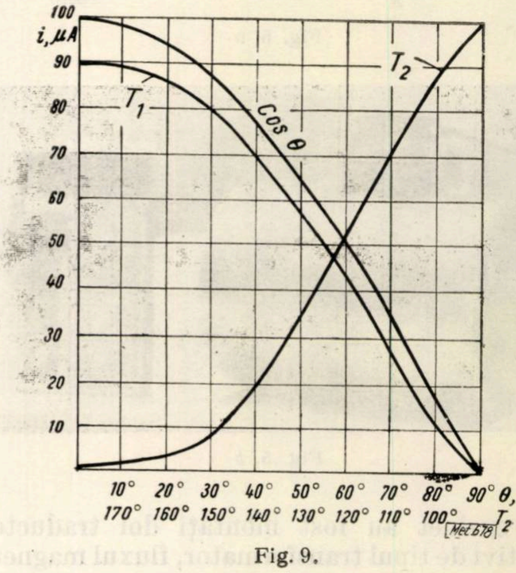


Fig. 9.

Rezultatele sînt prezentate în figura 10 (diagrama polară a traiectoriei centrului fusului); în tabelă sînt arătate valorile parametrilor comuni și ale celor diferiți.

b) În cazul metodei inductive s-a obținut o sensibilitate maximă de 1 μ/1 diviziune a microampermetrului.

Etalonarea s-a făcut în același mod ca și la metoda radioactivă, curba de etalonare pentru o serie de măsurări fiind prezentată în figura 9. Rezultatele obținute cu ulei STAS 410 sînt arătate de asemenea în figura 10. Se remarcă o împrăștiere mult mai mică a punctelor experimentale, ceea ce asigură o reproductibilitate corespunzătoare și elimină necesitatea de a obține media mai multor citiri. Astfel, în diagrama polară, punctele 1–7 pentru metoda electrică reprezintă citiri individuale. De asemenea se remarcă o reducere considerabilă a timpului experimental astfel încît ridicarea curbei de etalonare și a diagramei polare –

inclusiv calculele şi reprezentarea — necesită numai circa o oră; prin amplasarea instrumentelor de măsură pe un panou unic se poate urmări comod şi variaţia de temperatură la intrare şi ieşire.

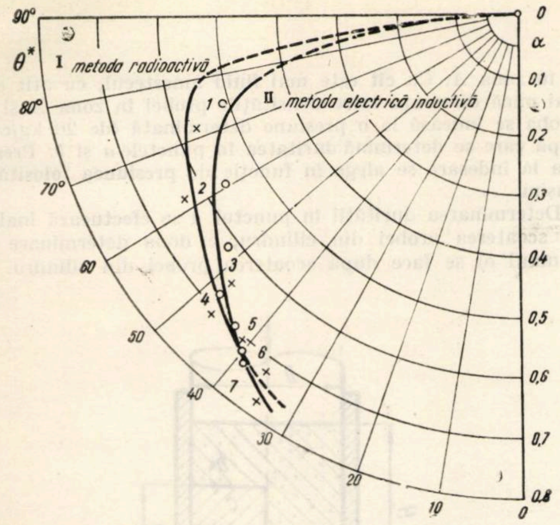


Fig. 10.

	I	*II*
Diametrul axului, mm	45	45
$\Delta = 2C$	0,16	0,13
λ	1	1
Ulei	STAS 205	STAS 410
P_{alim}, at	1,4	1,4
n, rot/min	1 380	1 380
t_1, °C	24	24
t_2, °C	31	40
Cuzinet	oţel	bronz

	Sarcina, kgf	
	I	II
1	90	75
2	130	125
3	230	225
4	330	325
5	430	425
6	520	525
7	620	625

Concluzii

Dacă, principial, sensibilitatea metodei radioactive poate fi mărită considerabil, prin mărirea activităţii specifice a uleiului, practic aceasta conduce la complicarea instalaţiei de măsură prin soluţiile constructive impuse de protecţie şi de necesitatea de reducere a fondului parazit. De asemenea, o funcţionare normală a instalaţiei implică necesitatea recirculării unui volum mai mare de ulei radioactiv, realizarea unei etanşeităţi absolute etc. În orice caz metoda radioactivă experimentată nu poate depăşi cadrul de laborator impunînd un personal specializat, o eroare medie relativă de ± 20% şi un timp experimental relativ mare, cu cît volumul de ulei este mai mic şi trebuie periodic recirculat.

În general, fondul parazit este foarte mare şi nu poate fi redus.

Faţă de aceste aspecte, în cazul studiat, rezultă că metoda electrică inductivă realizată este superioară şi mai eficace prin simplitatea aparaturii şi a utilizării ei.

De asemenea, se remarcă sensibilitatea şi reproductibilitatea rezultatelor (eroarea relativă medie în limitele ± 3%). Metoda şi aparatura inductivă se pretează atît pentru măsurări de laborator cît şi pentru cele industriale; se menţionează că în ambele cazuri performanţele sînt limitate de condiţiile de prelucrare a suprafeţelor, de respectarea toleranţelor respective la jocul radial şi la întreg ansamblul, astfel ca atît fusul cît şi cuzinetul să nu prezinte ovalităţi sau conicităţi.

Prin aşezarea traductoarelor ca în figura 5, *b*, s-a putut reduce numărul lor la minimum (două, faţă de patru în alte cazuri); în acelaşi timp s-a redus mult influenţa dimensiunilor traductoarelor asupra preciziei determinării grosimii filmului de lubrifiant.

Cu ambele metode s-au măsurat grosimi de film de ulei de 14—60 μ, jocul radial C fiind de 0,065—0,08 mm. Se constată că, în condiţiile experimentale expuse porţiunea din diagrama polară a traiectoriei centrului fusului, corespunzătoare lui $0,3 < \alpha < 0,8$, are o alură verticală. Rezultatele măsurărilor efectuate confirmă unele ipoteze teoretice [5], iar instalaţia de măsură realizată este utilă atît pentru continuarea cercetărilor cît şi pentru verificări experimentale ale modului de funcţionare a lagărelor circulare.

Această lucrare constituie totodată o exemplificare a cazului cînd o metodă de măsură electrică este mai eficace decît una radioactivă, ceea ce arată că în construcţia de maşini — ca şi în alte domenii — este necesar ca utilizarea unui anumit tip de traductor să fie confirmată experimental, soluţia teoretică nefiind totdeauna cea mai eficace.

BIBLIOGRAFIE

[1] I. Iliuc, P. Freund. *Aparatul pentru determinarea grosimii straturilor protectoare de cale nedestructivă.* Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 3, 786, 1960.

[2] Ia. I. Kogan, O. I. Bogdanov, IE. I. Jantowski. *Das Messen der Dicke des olfilms in Gleit und Stutzlagern.* Deutsche Elektrotechnik, II, 2, 81—83, 1957.

[3] D. Pavelescu, I. Iliuc. *Studiul prin metode radioactive al influenţei viscozităţii asupra grosimii filmului de lubrifiant.* Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 3, 641, 1958.

[4] N. Tipei, V. N. Constantinescu, Al. Nica. *Calculul lagărelor de alunecare.* Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 6, 1377, 1960.

[5] N. Tipei. *Hidroaerodinamica lubrificaţiei.* Ed. Acad. R.P.R. Bucureşti, 1957, 11—84 şi 528—538.

[6] A. Tondl. *Cîteva rezultate experimentale privind mişcarea fusului în lagăr.* Studii şi cercetări de mecanică aplicată, 3, 603, 1960

[7] C. Siripongse, P. R. Rogers, A. Cameron: The Film lubrification. Engineering, 186, 4821, 146, 1958.

[8] I. O. Macconochie, A. Cameron. *The Measurement of Oil-Film Thickness in Gear Teeth.* Transactions of the ASME S D Journ. of Basic Engineering, March 1960.

[9] S. I. El-Sisi, G. S. A. Shawski. *Measurement of the oil film Thickness between Disks by electrical conductivity. Transactions of the ASME,* S D. Journ. of Basic Engineering, March, 12, 1960.

Documentare

Executarea formelor prin îndesare la presiune ridicată

Dodin I. L., Marienbah L. M., Sokolovskii L. O. În: *Novoe v tehnike liteinovo proizvodstva*, Proftehizdat, 1961, p. 41–47.

Mașinile de formare, chiar și cele automate, nu asigură întotdeauna obținerea de piese turnate precise (cu adaosuri minime) și suprafață curată. Aceasta, pentru că mașinile de formare transmit neuniform presiune asupra amestecurilor de formare obișnuite, datorită cărui fapt se realizează un grad de îndesare insuficient pe toate secțiunile formei și mai ales pe înălțime. Aceasta duce la spălarea formei și apariția incluziunilor de nisip în piesa turnată.

Formele executate prin îndesare la presiuni ridicate se caracterizează printr-o densitate mare și o precizie mare a dimensiunilor, garantează obținerea de piese turnate cu suprafața curată și netedă. Datorită acestora, adaosurile de prelucrare pot fi micșorate, productivitatea crește, iar munca cheltuită și prețul de cost de executare a piesei turnate se micșorează corespunzător. De asemenea se micșorează rebutul cauzat de incluziuni, sufluri etc.

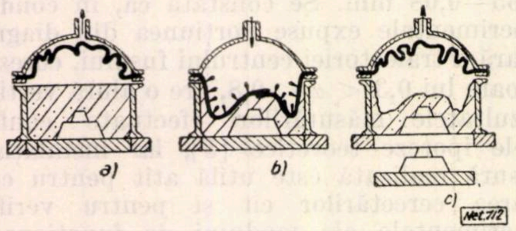


Fig. 1. Schema formării cu ajutorul diafragmei:
a – așezarea formei sub capul de presare; *b* – presarea; *c* – evacuarea aerului, ridicarea diafragmei și scoaterea modelului.

În ultimul timp, pentru executarea acestor forme se folosește presarea cu ajutorul diafragmei (fig. 1), care duce la o presare uniformă pe întreg conturul modelelor, atît în cazul folosirii amestecurilor cu capacitate mare de curgere cît și al amestecurilor obișnuite.

Suprafața de lucru a diafragmei depășește pe aceea a ramei cu cel puțin 40%, iar presiunea totală asupra formei crește de 4–5 ori. Diafragmele, executate din cauciuc special, rezistă la executarea a 10 000–60 000 semiforme. Presiunea aerului este de 5–7 at. Productivitatea unei mașini de presare cu diafragmă este de pînă la 270 semiforme pe oră.

Practic s-a stabilit posibilitatea obținerii pieselor precise la presiuni specifice de 7 kg/cm^2. La presiuni mai mari de 20 kg/cm^2 sînt necesare rame de formare și modele de construcție mai rezistente și compoziții mai complicate ale amestecurilor de formare.

Prin metoda de îndesare a formelor la presiuni înalte se pot executa forme cu înălțimea pînă la 500 mm, avînd posibilitatea mecanizării procesului de executare a formei, inclusiv scoaterea modelului din formă.

Capacitatea de curgere a amestecurilor de formare reprezintă factorul cel mai hotărîtor în vederea măririi productivității mașinilor de îndesare prin presare și obținerii pieselor turnate precise.

Capacitatea de curgere depinde de compoziția și proprietățile amestecurilor de formare și de caracterul procesului de îndesare.

NIITAvtoprom a construit un aparat pentru determinarea capacității de curgere a amestecului prin îndesare, bazat pe obținerea probei în trepte (fig. 2). Diametrul *D* al cilindrului aparatului și înălțimea *H* sînt de 50 mm. Înălțimea treptei superioare *h* este de 30 mm.

O cantitate determinată de amestec sitată prin sita *N*6 se presează în cilindru. Treapta din cilindru imită modelul. Îndesarea amestecului are loc prin curgerea lui din domeniul *B* în zona *A*. Cu cît este mai fluid amestecul, cu atît este mai mică diferența între densitățile probei în zona *A* și *B*. Proba se îndeasă la o presiune determinată (de 20 kg/cm^2) după care se determină duritatea în punctele *a* și *b*. Presiunea la îndesare se alege în funcție de presiunea folosită la mașini.

Determinarea durității în punctul *a* se efectuează înainte de scoaterea probei din cilindru, a doua determinare (în punctul *b*) se face după scoaterea probei din cilindru. Ca indice pentru capacitatea de curgere se ia diferența dintre duritatea în punctele *a* și *b* în procente față de duritatea cea mai mare.

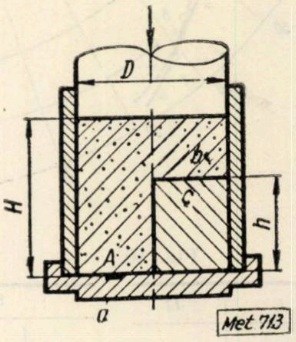


Fig. 2. Schema aparatului pentru determinarea capacității de curgere.

Practica arată că cele mai bune rezultate dau amestecurile cu bentonită și smoală cu compoziția (în % din greutatea nisipului) nisip cuarțos–100, smoală–2, bentonită–4, apă-2. În tabelă se dau proprietățile fizico-mecanice ale amestecului cu smoală (bitum) și bentonită și amestecurile obișnuite.

Proprietățile amestecului	Amestec cu smoală și betonită	Amestec cu argilă
Rezistența la compresiune, kg/cm^2	0,9	0,54
Permeabilitatea	212	151
Rezistența la tracțiune (proba crudă) kg/cm^2	0,255	–
Curgerea la presiunea de 20 kg/cm^2, %	12,2	54,6

Amestecurile din smoală și bentonită nu aderă de modele, dau un contur precis. Aceste amestecuri dau aderențe mici, iar în cazul pieselor mici și mijlocii acestea lipsesc complet.

Se folosesc smoalele BN-2 și BN-3. Cele cu temperatura de topire mai joasă micșorează rezistența amestecurilor la compresiune, iar cele mai greu fuzibile nu se amestecă.

Cantitatea optimă de bentonită este de 4%. Introducerea grafitului argintiu în aceste amestecuri duce la mărirea capacității de curgere, fără să influențeze asupra proprietăților amestecurilor.

Smoala se recomandă a se introduce sub formă de emulsie de smoală-bentonită inițial pregătită sau sub formă de emulsie de smoală.

Prin folosirea acestor amestecuri rebutul cauzat de incluziuni, spălări, umflări s-a micșorat de 2 ori, iar munca cheltuită la curățirea pieselor turnate în camere de sablare cu alice s-a micșorat de 2–3 ori.

Prin executarea formelor sub presiune pot fi turnate pînă la 30% din piesele de automobile turnate din fontă și pînă la 60% din piesele turnate din fontă maleabilă.

Producerea pieselor masive turnate în chesoane cu răcire forţată. Dodin, I. L., Marienbah L. M., Sokolovskii L. O. În: *Novoe v tehnike, liteinovo proizvodstva*. Proftehizdat, 1961, p. 48–51.

Piesele cu configuraţie complexă şi gabarite mari, turnate la uzinele constructoare de maşini, se scot din formă (solul turnătoriei) după 40–100 ore, iar unele chiar după 10–20 zile.

Chiar la asemenea durate de răcire, temperatura suprafeţei piesei în momentul scoaterii acesteia din formă este de 400–450°C. Aceasta conduce la formarea de tensiuni interne mari, la deformaţii şi la adaosuri de prelucrare mari. În plus, piesele cu tensiuni interne remanente nu au rezistenţă în procesul de exploatare, necesită frecvente reparaţii şi scumpesc producţia.

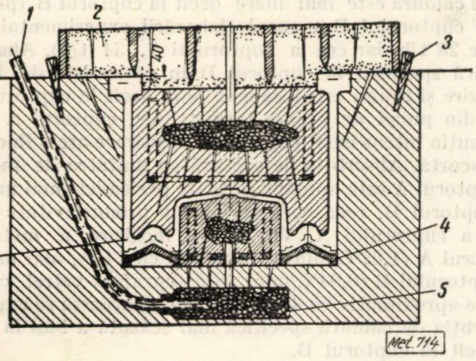


Fig. 1. Secţiune prin forma de turnare a batiurilor mari pentru strunguri (tehnologia veche):
1 – ţeava pentru evacuarea gazelor; *2* – semiforma superioară; *3* – pene pentru ghidare; *4* – răcitori; *5* – pat de cocs; *6* – piesa.

Mai mult, piesele care se răcesc în formă zile şi săptămîni întregi ocupă locul de formare, micşorînd capacitatea secţiei.

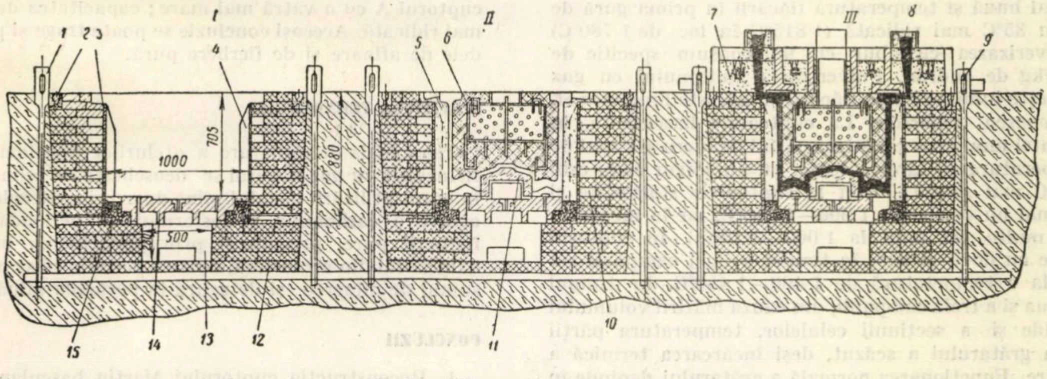


Fig. 2. Secţiune prin trei chesoane (I, II, III) pentru turnarea batiului la strung cu răcire forţată:
1 – pivot pentru asamblarea ramei; *2* – şine; *3* – plăci de fontă pentru montarea căptuşelii; *4* – orificii pentru aerisire; *5* – amestec de formare; *6* — miez superior; *7* – ramă superioară semipermanentă; *8* – răsuflători; *9* – pene pentru asamblare; *10* – spaţii laterale pentru răcire; *11* – miez inferior; *12* – căptuşeală din cărămizi; *13* – canalul inferior de răcire; *14* – placa de bază din fontă; *15* – orificii pentru aerisire.

Răcirea înceată a piesei se datorează acumulării de căldură în peretele formei (solului) pe o grosime de 100–150 mm.

Pentru înlăturarea acestor inconveniente, la uzina de strunguri din Minsk s-a studiat şi s-a introdus o tehnologie nouă de turnare a pieselor cu gabarite mari şi unicate, în chesoane de cărămidă cu o placă de bază din fontă şi pivoţi tubulari.

Conform vechii tehnologii forma avea deasupra o semiformă (fig. 1) pentru care se consuma pînă la 3 m^3 pămînt, de formare şi cca. 7 ore-om. La turnare, deasupra ei se puneau greutăţi care depăşeau de 5–8 ori greutatea piesei turnate.

Inconvenientul acestei metode de formă şi turnare consta în necesitatea unui mijloc de manevrare a greutăţilor, ocuparea unei suprafeţe apreciabile pentru formarea ramei, rebutarea destul de frecventă a pieselor datorită unei încărcări excesive a ramei cu greutăţi, ceea ce conducea la surparea sau strivirea unor părţi ale formei.

Noua tehnologie prevede folosirea unui cheson în care susţinerea ramei este realizată de bare bine consolidate de placa de bază a chesonului, dispuse în rînduri speciale.

La uzina constructoare de maşini din Minsk se aşază alături 3 chesoane, la o distanţă minimă unul de celălalt, pentru ieşirea aerului.

În fig. 2 sînt prezentate cele 3 chesoane: *I* fără pivoţi, *II* cu pivoţi fără rama superioară, *III* forma-cheson asamblată. Formarea şi asamblarea a două astfel de forme durează 8 ore, răcirea 8–10 ore şi spaţiul ocupat es e de 50 m^2.

Prin canalul din placa de bază se suflă aer timp de 30–40 min, ceea ce duce la răcirea intensă a formei, micşorînd temperatura pînă la 50–60°C. Astfel, în ziua următoare acelaşi cheson poate fi folosit la pregătirea altei forme. Ciclul de răcire a piesei turnate se scurtează de 4–6 ori.

De asemenea, noua tehnologie permite ca 4 muncitori formatori să realizeze zilnic două forme de acest fel, în timp ce după vechea tehnologie erau necesari 8 muncitori.

Piesele astfel turnate au adaosurile de prelucrare de 8–10 mm pe o parte faţă de 18–20 mm cît erau la vechea tehnologie. Se realizează o însemnată economie de metal şi o scădere apreciabilă a volumului de prelucrare mecanică. În plus, se obţin piese fără tensiuni interne. În afara avantajelor enumerate mai sus, aplicarea răcirii forţate permite şi folosirea unei părţi însemnate din căldura pieselor turnate pentru încălzirea aerului suflat prin formă. Acest aer cald se foloseşte la uscarea în sol a chesoanelor, înlocuindu-se uscarea obişnuită în camere de uscare sau cu uscătoare mobile.

Aceasta micşorează cheltuielile legate de uscarea formelor şi înlătură acţiunea nocivă a gazelor rezultate în cazul vechii tehnologii.

Căldura degajată din două forme de turnare este suficientă pentru uscarea a 3 forme.

Introducerea noii tehnologii permite mărirea apreciabilă a capacităţii suprafeţei de formare a secţiei prin posibilitatea scoaterii pieselor mai repede din chesoane.

Practica exploatării cuptoarelor Martin basculante de mare capacitate, încălzite cu gaz natural. În: *Stal* nr. 10, 1961, p. 883–889.

PARTICULARITĂŢILE DE FUNCŢIONARE TERMICĂ A CUPTORULUI

Comparînd funcţionarea cuptorului A cu gaz natural rece cu a cuptoarelor B, încălzite cu gaz mixt, rezultă următoarele concluzii:

a. *Încărcarea termică şi consumul specific de combustibil.* La începutul primei campanii, cuptorul A avea o încărcare termică mai mică decît cuptorul vecin din grupa B, însă după 30 şarje, încărcările termice au devenit aceleaşi, iar după 70 şarje, încărcarea termică a cuptorului A a devenit mult mai mare. Sporirea bruscă a încărcării termice în decursul primei campanii se explică printr-o serie de defecte constructive. Totuşi, încărcarea termică specifică la 1 m^2 de vatră (cantitatea de căldură în milioane cal./m^{2}h) în decursul întregii campanii a fost mai mare la cuptoarele B.

Aceeași sporire însemnată a încărcării termice la cuptorul A se observă și în decursul celei de-a doua campanii, ceea ce se explică prin înrăutățirea încălzirii aerului în camerele recuperatoare și, implicit, prin scăderea randamentului cuptorului.

În conformitate cu cele de mai sus, consumul specific de combustibil care înainte de primele 70 șarje din prima campanie era în medie de 116 kg/t, în cea de-a doua campanie a sporit pînă la 151 kg/t, ceea ce dă pentru prima campanie o medie de 143 kg/t, deci cu 16,5 kg/t mai puțin decît media din perioada mai-august, pentru celelalte cuptoare ale secției (159,5 kg/t); acest lucru se poate explica prin temperatura mai înaltă de preîncălzire a aerului în ajutajele cu două circuite ale cuptorului A, precum și prin durata mai mică de elaborare în acest cuptor.

În medie, în decursul a trei campanii, consumul specific de combustibil a fost la cuptorul A de circa 149 kg/t (cu 16 kg/t mai puțin decît media pe secție în 1960), iar consumul de combustibil lichid, 26—31 %.

b. *Temperatura flăcării.* Temperatura flăcării gazului mixt pe lungimea cuptorului este cu 25—27°C mai mare decît aceea a gazului natural, la același consum specific de abur de 1 kg/kg. Coborîrea temperaturii flăcării pe lungimea cuptorului, în perioada de elaborare (la utilizarea oxigenului) este de circa 16°C/m pentru gazul mixt și 22°C/m pentru gazul natural. Deci, în cazul trecerii cuptorului la funcționarea cu gaz natural, flacăra devine mai scurtă.

Deoarece și lungimea băii cuptorului A este cu aproximativ 4,5 m mai mare decît la cuptoarele B, iar arzătorul este îngropat în capul de ardere cu 900 mm, rezultă că partea vizibilă a flăcării cuptorului A ocupă în mod obișnuit cel mult jumătatea lungimii spațiului de lucru.

În condițiile uzinei „Azovstal" la folosirea unor cantități însemnate de oxigen, aburul, ca oxidant, prezintă o importanță mai mică decît la celelalte uzine care nu alimentează flacăra cu oxigen. De aceea, pentru obținerea unei flăcări relativ lungi și luminoase, consumul specific de pulverizare-abur nu trebuie să fie mărit peste 1,0—1,2 kg/kg de gudron. În cazul pulverizării gudronului de huilă cu gaz, luminozitatea flăcării este mai bună și temperatura flăcării în prima gură de gaze este cu 35°C mai ridicată (1 815°C în loc de 1 780°C) decît la pulverizarea cu abur cu un consum specific de 0,7—1,0 kg/kg de gudron. Pulverizarea gudronului cu gaz natural sporește luminozitatea flăcării și mărește lungimea ei.

c. *Funcționarea grătarelor.* La cuptoarele basculante, în urma existenței unui interval între spațiul de lucru și capul de ardere, temperatura grătarelor de aer cu un singur ciclu este cu 80—150°C mai scăzută decît la cuptoarele staționare și în mod normal nu depășește 1 200—1 250°C, iar la încărcare coboară de multe ori pînă la 1 000—1 100°C. În cuptorul A cu grătare cu două cicluri, în timpul primei campanii s-a ajuns ușor la o temperatură de 1 400—1 450°C. În timpul celei de-a doua și a treia campanii, din cauza măririi volumului camerei calde și a secțiunii celulelor, temperatura părții superioare a grătarului a scăzut, deși încărcarea termică a fost mai mare. Funcționarea normală a grătarului depinde în mare măsură de uniformitatea distribuirii gazelor arse și a aerului. Uniformitatea distribuirii fumului depinde de raportul dintre suprafața deschizătorului (ferestrei) camerei de zgură-regenerator (F_1) și suprafața secțiunii libere a grătarului (F_2).

Distribuirea este satisfăcătoare cînd $\frac{F_1}{F_2} = 1$.

La cuptoare de mare capacitate $\frac{F_1}{F_2} < 0,5$.

O îmbunătățire substanțială a distribuirii se realizează în regeneratoarele cu două cicluri, care au o rezistență mai mare decît cele cu un singur ciclu. Viteza de circulație a gazelor în grătare cu două cicluri este mai mare decît la cele cu un ciclu. Astfel, în camerele recuperatoare ale cuptorului A, în decursul primei campanii, la același volum al camerei calde și reci și la o celulă de 135 × 135 mm, viteza normală a aerului este de 1,16 și a gazelor arse de 1,42 m/s. În grătarele cu un singur ciclu, vitezele respective sînt 0,63 și 0,78 m/s. În grătare cu două cicluri, comparativ cu cele cu un singur ciclu, la volume egale se obțin coeficienți mai ridicați de cedare a căldurii prin convecție (deci și de cedare a căldurii în camerele recuperatoare) aproximativ cu 25 %. Ridicarea temperaturii părții superioare a grătarului din camera caldă are importanță nu numai pentru intensificarea preîncălzirii aerului, dar și pentru exploatarea normală a cărămizilor de forsterit, care la temperatura de 1 300—1 350°C își măresc vizibil volumul în urma prafului de la șarjă.

d. *Temperatura aerului.* Temperatura de preîncălzire a aerului influențează puternic transmiterea de căldură în spațiul de lucru al cuptorului, ridicînd temperatura, prin urmare și puterea de radiație a flăcării. S-a constatat că temperatura de preîncălzire a aerului în cuptorul A este mai mare decît la cuptorul B.

e. *Absorbția de căldură de către baie.* La cuptorul A absorbția de căldură este mai mare decît la cuptorul B (productivitatea cuptorului B în cazul elaborării experimentale este în medie 28 t/h, iar cea a cuptorului A, 34 t/h). Absorbția de căldură specifică la cuptorul B în perioadele de încărcare, încălzire și topire este însă mai mare decît la cuptorul A. Așadar, din punct de vedere termotehnic, cuptorul A lucrează mai puțin intens decît cuptorul B, deoarece are o flacără mult mai scurtă. Absorbția de căldură pe unitatea de încărcătură la cuptorul A este aproape în toate perioadele mai mare decît la cuptorul B, ceea ce determină o productivitate mai ridicată a cuptorului A. Viteza de încălzire a metalului în cuptorul A (1,07°C/min) este numai cu 14 % mai mare decît a cuptorului B (0,94°C/min) deși suprafața vetrei cuptorului A este aproximativ cu 40 % mai mare; aceasta se explică prin absorbția de căldură specifică mai scăzută a băii la cuptorul A decît la cuptorul B.

f. *Capacitatea de oxidare a atmosferei din cuptor.* La cuptorul A, vitezele de ardere a carbonului și a fosforului în diferite perioade sînt mai mari decît la cuptorul B; odată cu sporirea suprafeței vetrei, crește evident și suprafața reactivă de contact a metalului cu zgura, prin urmare crește și viteza de decarburare. În perioada de elaborare, vitezele de ardere a carbonului și a fosforului (t/h) la cuptorul A sînt cu 13 respectiv cu 22 % mai ridicate decît la cuptorul B, iar consumul de minereu la cuptorul A este numai cu 7 % mai mare. Așadar în cuptorul A în perioada de elaborare se consumă din atmosfera cuptorului mai mult oxigen decît la cuptorul B, adică la cuptorul A cu o vatră mai mare; capacitatea de oxidare este mai ridicată. Aceeași concluzie se poate trage și pentru perioadele de afînare și de fierbere pură.

SPECIFICUL TEHNOLOGIEI

Tehnologia de elaborare a oțelurilor necalmate la cuptorul A încălzit cu gaz natural se deosebește de tehnologia folosită în cazul utilizării gazului mixt doar prin vitezele mai mari de ardere a carbonului și fosforului în perioada elaborării și fierberii pure, precum și prin participarea mai intensă a oxigenului din atmosferă, ceea ce permite să se micșoreze consumul de minereu și de zgură în perioada afînării.

CONCLUZII

1. Reconstrucția cuptorului Martin basculant cu trecerea acestuia la încălzire cu gaz natural a permis să se mărească suprafața vetrei de la 62,9 la 99,4 m^2 și încărcătura cuptorului de la 360 la 400 t și să se reducă durata de elaborare cu 1 oră și 10 minute (cu 9 % față de celelalte cuptoare ale secției). În perioada elaborării, productivitatea cuptorului a fost de 32,5—33,5 t/h, ceea ce depășește cu 18—21 % productivitatea medie a celorlalte cuptoare ale secției.

2. Creșterea productivității cuptorului și amenajarea camerelor recuperatoare cu două circuite a dus, odată cu ridicarea temperaturii de încălzire a aerului, la reducerea consumului specific de combustibil.

3. În legătură cu sporirea suprafeței băii noului cuptor și a suprafeței de contact dintre metal și zgură (în comparație cu celelalte cuptoare ale secției) se semnalează viteze mărite de ardere a carbonului și a fosforului.

4. Trecerea cuptorului la încălzire cu gaz natural odată cu carburarea flăcării cu gudron de huilă permite să se economisească anual circa 150 mii ruble (prețuri din 1961), datorită micșorării cheltuielilor permanente, reducerii consumului și scăderii costului combustibilului.

Evacuarea continuă a metalului din creuzetul cubiloului. În: *Liteinoe Proizvodstvo*, nr. 10, 1961, p. 10–12.

Procesul de topire a fontei cu conţinut redus de carbon este determinat de regimul de suflare, de consumul de cocs, de conţinutul de carbon în materialele din încărcătură, precum şi de condiţiile de carburare, care se creează în creuzetul cubiloului. Numai primii trei factori sînt hotărîtori, deoarece carburarea principală a încărcăturii cu conţinut redus de carbon se produce înainte ca metalul topit să se adune în creuzetul cubiloului. Totuşi contactul fontei topite cu procentul redus de carbon cu patul de cocs incandescent determină o carburare suplimentară a fontei. Gradul de carburare depinde de durata de contact, de temperatura metalului şi de conţinutul de carbon al acestuia. În toate experienţele efectuate, în cazul topirii în cubilou cu antecreuzet, conţinutul de carbon în fontă era de 0,1–0,3 % mai scăzut decît la topirea fără antecreuzet.

Cu cît conţinutul de carbon în fontă este mai redus şi cu cît temperatura fontei înainte de acumularea în creuzet este mai ridicată, cu atît mai intens decurge procesul carburării în creuzet. De aceea, pentru obţinerea fontei cu un conţinut relativ redus de carbon, folosirea antecreuzetului este obligatorie.

La cubilouri relativ mici se prevăd antecreuzete staţionare în care se scurg continuu din creuzet metal şi zgură. În cazul cubilourilor mari se folosesc mai des antecreuzete rotative.

În antecreuzete rotative nu se asigură întotdeauna evacuarea continuă a metalului din creuzetul cubiloului, deoarece împreună cu metalul poate pătrunde în antecreuzet şi zgură. Îndepărtarea acesteia din antecreuzet este foarte anevoioasă şi de aceea zgura este oprită, de obicei, în creuzetul cubiloului, de unde se îndepărtează prin gura de evacuare a zgurei. Ca urmare, metalul se evacuează periodic din creuzetul cubiloului. Astfel s-a procedat, de pildă, în secţia de turnare a fontei maleabile de la uzina GAZ (U.R.S.S.). Pentru înlăturarea carburării suplimentare a fontei, creuzetul se umplea cu materiale silicioase (cărămidă de şamotă de calitate superioară); fonta se acumula în spaţiile formate între cărămizi şi astfel nu intra în contact cu cocsul. Acest procedeu a asigurat obţinerea fontei cu un conţinut relativ redus de carbon. Totuşi materialul silicios în procesul topirii era scos treptat din funcţiune şi ca urmare, în cel de-al doilea schimb, conţinutul de carbon se mărea.

De aceea, în al doilea schimb era necesar să se încarce în cuptorul electric o cantitate mare de oţel, ceea ce la rîndul său îi micşora randamentul şi ducea la un consum mărit de energie electrică.

În anul 1955, secţia a renunţat la umplutura de materiale silicioase şi a trecut la evacuarea continuă a metalului cu separarea zgurei în creuzetul cubiloului cu ajutorul unei guri de evacuare cu sifon (fig. 1). Această metodă a asigurat un conţinut redus de carbon în fonta topită, în decursul întregului proces de topire. Totuşi, prezenţa zgurei în creuzet şi evacuarea ei prin gura de evacuare influenţa defavorabil condiţiile de exploatare a cubiloului.

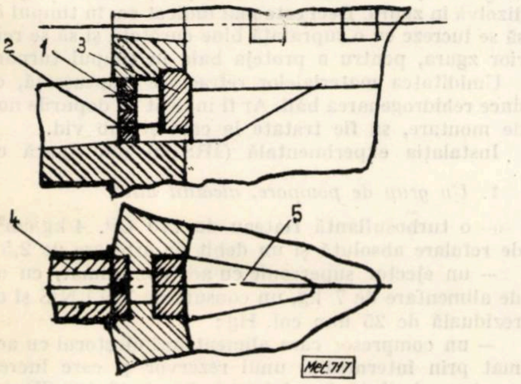


Fig. 1 :

1—gura de evacuare a metalului (de lucru); *2*—gura de evacuare a metalului (de rezervă); *3*—gîtuirea pentru crearea sifonului; *4*—jgheabul cubiloului; *5*—adîncitura în vatra cubiloului.

De aceea, secţia a trecut la evacuarea continuă a fontei din creuzetul cubiloului cu separarea zgurei în afara cubiloului (fig. 2). Acest lucru a înlesnit granularea zgurei, întrucît vîna subţire continuă de zgură se pretează mai uşor la granularea cu o vînă de apă. Totodată are loc şi curăţarea creuzetului de zgură.

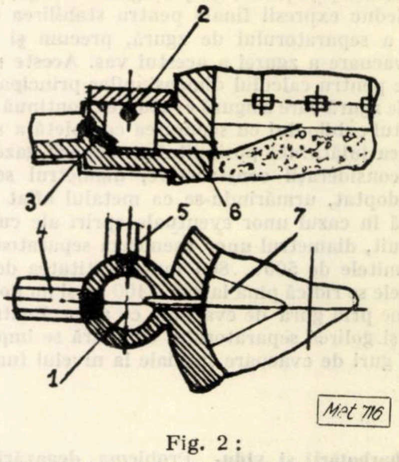


Fig. 2 :

1—separator de zgură; *2*—gura de evacuare a zgurei; *3*—gura de evacuare a fontei; *4*—jgheabul cubiloului; *5*—jgheabul pentru evacuarea zgurei; *6*—gura de evacuare intermediară din metal; *7*—adîncitura în vatra cubiloului.

Evacuarea continuă completă a metalului şi a zgurei din creuzet a contribuit la stabilizarea procesului de topire a fontei cu conţinut redus de carbon şi a uşurat exploatarea cubilourilor. Totodată, practic nu s-au observat abateri de la norma privind conţinutul de carbon, după cum arată graficul care înfăţişează repetarea conţinutului de carbon în fonta topită la diferite variante ale procesului de topire în cubilou la uzina GAZ (fig. 3).

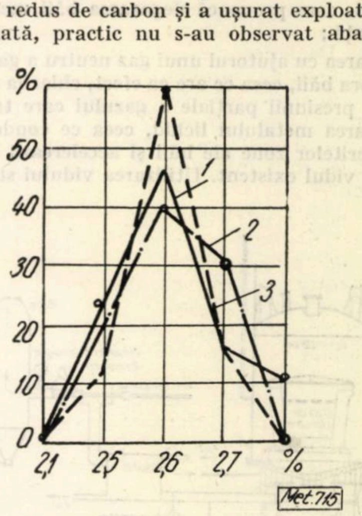


Fig. 3 :

1—la funcţionare la încărcătura silicoasă; *2*—la evacuarea continuă a fontei cu separarea zgurei în creuzetul cubiloului; *3*—la evacuarea continuă a fontei cu separarea zgurei în receptorul de metal (creuzet) în afara cuvei cubiloului.

Totuşi acest procedeu (în cazul cubilourilor mici) este legat de pericolul îngheţării metalului în gura de evacuare intermediară şi în separatorul de zgură la opriri mai îndelungate ale cubiloului şi la începutul funcţionării acestuia. Ca măsură de preîntîmpinare a suprarăcirii acestui sector al cubiloului, se recomandă ca, înainte de începerea funcţionării cubiloului, atît separatorul de zgură, cît şi gura de evacuare intermediară să fie bine încălzite cu un arzător de gaze.

În articol, se face o analiză amănunţită a funcţionării cubiloului. Deoarece viteza de deplasare a metalului şi a zgurei în gura de evacuare intermediară și în separatorul de zgură nu este mare, întregul sistem se poate considera în mod practic, ca fiind un sistem static. Se dau o serie de relații, care caracterizează funcționarea normală a instalației.

În articol se examinează și condițiile care asigură separarea zgurei de metal și trecerea lor prin gurile de evacuare prevăzute. Se deduc expresii finale pentru stabilirea dimensiunii principale a separatorului de zgură, precum și a nivelului gurii de evacuare a zgurei a acestui vas. Aceste expresii pot fi adoptate pentru calculul dimensiunilor principale ale separatorului de zgură care asigură evacuarea continuă a metalului din creuzetul cubiloului cu separarea completă a zgurei, fiind de asemenea înlăturată posibilitatea scăpării gazelor de cubilou. Din considerații constructive, diametrul separatorului poate fi adoptat, urmărindu-se ca metalul aflat în el să nu se răcească în cazul unor eventuale opriri ale cubiloului. În mod obișnuit, diametrul unor asemenea separatoare de zgură se ia în limitele de 500...800 mm, cantitatea de fontă acumulată în ele se ridică pînă la 300—400 kg și nu poate fi scursă în întregime prin gura de evacuare cu sifon. Pentru scurgerea metalului și golirea separatorului de zgură se impune amenajarea unei guri de evacuare speciale la nivelul fundului separatorului.

Folosirea barbotării și vidului la degazarea metalelor în oală. În : *Revue de Métallurgie*, nr. 6, 1961, p. 465—482 și nr. 2, 1961, p. 151—163.

Problema degazării metalelor, și în special a dehidrogenării oțelului a mai fost studiată, începînd cu ultimele două decenii. Experiențele prezentate, efectuate în Franța, au constat în supunerea metalului conținut în oala de turnare la un tratament cu vid moderat și străbaterea lui cu un curent de gaz neutru, obținîndu-se astfel acționarea simultană a patru elemente :

— vidul, care provoacă degazarea băii metalice în special la suprafață ;

— diluarea cu ajutorul unui gaz neutru a gazelor din spațiul de deasupra băii, ceea ce are ca efect, chiar la un vid moderat, coborîrea presiunii parțiale a gazului care trebuie eliminat ;

— agitarea metalului lichid, ceea ce conduce la omogenizarea diferitelor zone ale băii și accelerează stabilirea echilibrului cu vidul existent. Utilizarea vidului static are neajunsul că, acționînd numai la suprafața băii metalice, dacă aceasta este acoperită cu o peliculă de zgură puțin permeabilă pentru gaze, suprafața de eliminare directă este mult redusă ; repartiția hidrogenului în baie se presupune că are loc în procente mai mari la fundul băii decît la suprafață ;

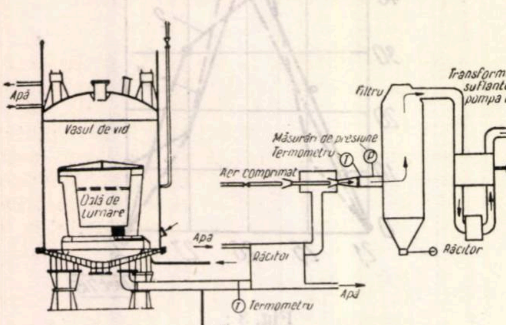


Fig. 1. Schema instalației experimentale

— barbotarea, a cărei acțiune se manifestă prin antrenarea gazelor dizolvate de către bulele de gaz introduse pe la fundul băii.

Vidul și diluarea

Pentru scăderea conținutului de hidrogen din baia metalică nu este necesar un vid înaintat, iar diluarea cu un gaz neutru a gazelor de evacuat activează degazarea. Fenomenul are loc la suprafața băii și nu modifică decît compoziția atmosferei în contact cu această suprafață, ceea ce îl deosebește de barbotare.

Se remarcă faptul că utilizarea azotului ca gaz de diluare și barbotare conduce totuși la scăderea conținutului de azot dizolvat în baia metalică.

Din exemplul prezentat în articol rezultă că pentru a trata 5 t în 10 min (extrăgîndu-se deci 100 l N/min din care 20 l NH_2) la un conținut inițial de 2,5 cm^3/100 g și 1,6 cm^3/100 g de H_2 final, ar fi necesar de extras în total 285 l, deci sînt necesari 185 l gaz de diluție (valori practice 200—300 l/min).

Se poate socoti că se extrag circa 200 l N/t de metal sau, după Colombier, care indică volume de gaz aproape egale cu volumul metalului, circa 140 l N/t metal.

Calculul debitului necesar de gaz de diluare se poate face cu ajutorul unei formule simple, în funcție de cantitatea de hidrogen care trebuie eliminată.

Agitarea

Agitarea omogenizează baia metalică, aducînd la suprafață straturile inferioare, care altfel ar rămîne supuse presiunii ferostatice, care este de 270 mm la o distanță de 50 cm sub nivelul de suprafață al băii, chiar dacă aici există 1 mm presiune. Datorită vidului aplicat la suprafață, agitarea poate fi realizată cu un debit slab de gaz, obținîndu-se totuși o mare eficacitate.

Barbotarea constă în trecerea unor bule de gaz prin metalul topit, ceea ce provoacă difuziunea în acest gaz a gazului dizolvat în metal. Calculele permit stabilirea cantității de gaz dizolvat în metal, antrenat de o bulă de gaz introdus în acest scop și deducerea prin integrare a conținutului final de gaz în baie. Se recomandă începerea operației cu un debit slab de gaz și apoi creșterea lui pînă la sfîrșit (de exemplu de la 65—370 l/min). Se obține un bun randament cu :

— bule de mici dimensiuni ;

— presiune ferostatică ridicată ;

— conținut scăzut de gaz în metal, ceea ce se obține după supunerea băii metalice la tratamentul cu vid, și nu înainte ;

— combinarea barbotării cu celelalte trei elemente analizate. De altfel, supunerea la acțiunea vidului conduce la dezoxidare, iar gazul CO format contribuie la barbotarea, agitarea și diluarea hidrogenului și azotului.

Asupra succesului operației de degazare mai influențează și alți factori, ca :

Zgura, a cărei acțiune este mai complexă, frînează degazarea, prin limitarea suprafeței băii. Zgura absoarbe vaporii de apă și apoi transmite hidrogenul metalului. Zgurele acide conțin mai puțin hidrogen decît cele bazice și joacă rol de peliculă izolatoare între metal și atmosferă, datorită, probabil, viscozității lor mai ridicate.

Încercarea de a utiliza zgure deshidratate, în absența oxigenului, nu ar da rezultate, pentru că hidrogenul nu se dizolvă în zgură. Deci este mai indicat ca, în timpul degazării, să se lucreze cu o suprafață bine curățată și să se refacă ulterior zgura, pentru a proteja baia în timpul turnării.

Umiditatea materialelor refractare (căptușeală, dop) produce rehidrogenarea băii. Ar fi indicat ca dopurile noi, înainte de montare, să fie tratate la cald și sub vid.

Instalația experimentală (IRSID) din figură cuprinde :

1. *Un grup de pompare, alcătuit din :*

— o turbosuflantă Rateau de 770 CP, 4 kg/cm^2 presiune de refulare absolută și un debit de aspirare de 2,5 m^3 N/s ;

— un ejector supersonic cu aer comprimat, cu o presiune de alimentare de 7 kg, un consum de 300 l N/S și o presiune reziduală de 25 mm col. Hg ;

— un compresor care alimentează ejectorul cu aer comprimat prin intermediul unui rezervor și care lucrează cu o presiune absolută de refulare de 8 kg/cm^2, 130 CP și un debit de aer aspirat de 20 m^3N/min ;

— un bazin de apă de răcire așezat în amonte de ejector și străbătut de conducta de aspirare a gazului. Experiențele au arătat că totuși nu este necesar, întrucît temperatura gazelor în acest punct este de 25°C ;

— un arzător de gaz pentru încălzirea ejectorului, compensînd răcirea datorită destinderii aerului comprimat ;

— un filtru de praf special, așezat între ejector și turbosuflantă, pentru protejarea acesteia de pulberea metalică.

2. *Un dispozitiv de insuflare a gazului*, de obicei azot furnizat de butelii (sau argon). După destindere la 1 kg este trimis în oală prin două plăci ceramice poroase, închise etanş la partea inferioară, cu ajutorul unei cutii metalice. Legătura între cutie şi gura de gaz pentru barbotare se face cu o conductă flexibilă, care conţine şi un filtru de gel de silice pentru reţinerea umidităţii gazului.

Debitul trimis prin fiecare placă (100—150 l N/min) este măsurat cu un rotametru şi controlat de o vană.

3. *Agregatul pentru tratamentul cu vid, alcătuit din* :

— un soclu metalic circular susţinut de o şarpantă metalică, la 50 cm deasupra solului, bombat, îmbrăcat în zidărie refractară şi prevăzut cu trei orificii : pentru conducta de aspirare a gazelor evacuate, pentru conducta de introducere a gazului de barbotare şi un orificiu central închis cu o placă subţire de aluminiu, care, în cazul străpungerii oalei de turnare, permite scurgerea metalului lichid într-o groapă special prevăzută. Pentru etanşeitate, soclul are o margine plată orizontală, prevăzută cu un şanţ şi o garnitură torică de cauciuc (lungimea 9,25 m şi diametrul de 12 mm) ;

— un clopot cilindric din tablă de 20 mm, înalt de 3,40 m, cu diametrul de 2,8 m şi 8 t greutate. La partea inferioară are o bridă circulară plată, groasă de 35 mm, pentru închiderea pe soclu. Partea superioară, bombată în afară, poartă platforma de observare şi urechile de manevrare. Mai este prevăzut cu un sas pentru realizarea adaosurilor sub vid, un robinet, un vacuumetru de control, două ferestre de observare de 100 mm diametru, care permit supravegherea suprafeţei băii metalice, şi o scară metalică. Ferestrele au ştergătoare interioare, manevrabile din exterior, şi dispozitive de siguranţă. Răcirea părţii superioare a clopotului se obţine cu apă circulată ;

— oale de turnare (diametrul de 1 600 mm, h = 1 500 mm), căptuşite cu cărămizi silico-aluminoase, avînd fundul prevăzut cu două plăci ceramice (cărămizi refractare) poroase, pentru insuflarea gazului de barbotare. Sînt încălzite de două arzătoare pînă în momentul turnării.

4. *Dispozitive anexe, care permit* :

— măsurarea presiunii în conducta de aspiraţie şi în filtru ;

— reglarea presiunii reziduale în clopot cu ajutorul unei vane de alimentare cu aer comprimat a ejectoarelor ;

— captarea gazelor evacuate în timpul tratamentului.

În concluzie, experienţele au stabilit :

— pentru fontă, un vid de 30 mm Hg, timp de 6—20 min, aduce o dehidrogenare de 45 % şi o denitrurare de la 0,010 la 0,006 %, cu atît mai accentuate cu cît procentele iniţiale au fost mai mari ; nu s-a observat desulfurare. Azotul insuflat a fost de 100 l N/min de fiecare placă, deci, în total, 200 l N/min. Se presupune că degazarea are loc în primele minute de efectuare a vidului ;

— pentru oţel, calmat şi necalmat, un vid de 30—35 mm Hg, timp de 6—12 min, aduce o dehidrogenare şi o denitrurare de 40 %. Pentru oţelurile efervescente, scăderea presiunii trebuie să fie făcută cu atenţie, la început cu un vid de numai 100—200 mm, pentru a evita depăşirea masei metalice peste marginile oalei.

Încercările efectuate pentru barbotare au arătat că nu are loc degazare şi baia metalică se acoperă cu zgură.

Durata tratamentului cu vid se consideră de la începutul creării depresiunii şi pînă la oprirea ejectorului.

Procedeul prezintă numeroase avantaje :

— aceste degazări importante se obţin cu investiţii reduse şi cheltuieli de exploatare inferioare celor necesare pentru alte tratamente utilizate în prezent :

— se aplică tuturor tipurilor de oţeluri curente, în special aliate ;

— permite să se includă în baia metalică sub vid adaosuri lichide sau solide ;

— datorită acestei semicalmări prealabile sub vid, cantitatea de dezoxidanţi care se adaugă la anumite categorii de oţeluri poate fi redusă, ceea ce prezintă interes, de exemplu, la turnarea continuă a oţelurilor comune ;

— utilizarea pentru degazarea adaosurilor (feromangan de cubilou, ferosiliciu) care introduc gaze în metal ;

— coborîrea conţinutului de carbon pînă la 0,01 % ;

— posibilitatea de a injecta produse gazoase (argon), lichide sau solide pulverizate ;

— extinderea utilizării în metalurgia neferoaselor (Cu, Al) sau chiar în alte industrii, prin întrebuinţarea unor materiale adecvate ;

— perspectiva de înlocuire a clopotului cu un capac, ceea ce ar reduce şi mai mult costul instalaţiei şi al operaţiilor.

Aparat pentru controlul automat al dimensiunilor pieselor la prelucrarea pe maşini de rectificat plan. În : *Vestnik maşinostroenia*, nr. 2, 1962.

Candidaţii în ştiinţe tehnice P. S. Rusin, L. A. Iaroşevski şi ing. N. N. Fedorin au elaborat şi construit un aparat de măsură prin electrocontact, la care vîrful traductorului în timpul funcţionării nu lunecă pe suprafaţa presei ca la toate celelalte aparate de control existente, ci este suspendat deasupra pieselor de prelucrat şi, numai periodic — într-un anumit moment dinainte stabilit —, coboară atingînd suprafaţa piesei aşezate pe masa maşinii, după care revine în poziţia iniţială.

O astfel de ,,palpare'' a grosimii piesei se poate realiza o dată sau de cîteva ori în timpul cursei transversale a capului de rectificat. Prin aceasta contactul vîrfului traductorului cu suprafaţa de prelucrat se produce în momentul întoarcerii mesei maşinii, adică atunci cînd viteza ei este egală cu zero.

Cînd presele ating dimensiunile impuse, traductorul aparatului acţionează — printr-o instalaţie de amplificare — mecanismul de oprire al maşinii sau al unei instalaţii de semnalizare acustică sau optică.

Fixarea vîrfului traductorului la dimensiunea necesară se face cu ajutorul calelor sau al unui etalon.

Acest aparat, simplu ca construcţie, asigură o precizie de măsurare mai mare decît aceea a aparatelor similare existente, se uzează mult mai puţin şi are siguranţă mare în exploatare.

De asemenea, permite prelucrarea pieselor la maşina de rectificat plan fără o prealabilă sortare. Aparatul asigură o precizie de 20 μ.

Numărul de măsurări în procesul de prelucrare (rectificare) este neînsemnat, fiind egal cu numărul trecerilor transversale.

Contactul vîrfului traductorului cu suprafaţa de prelucrat nu este însoţit de frecare, iar lovitura vîrfului în momentul contactului se face sub acţiunea unui arc a cărui forţă nu depăşeşte 150 gf. Din această cauză vîrful traductorului nu se uzează.

Principiul de acţionare a aparatului poate fi folosit de asemenea la controlul activ al dimensiunilor pieselor pe maşinile de frezat, de rabotat şi pe alte maşini-unelte.

Motoarele hidraulice tip DG. În : *Vestnik maşinostroenia*, nr. 3, 1962.

În Uniunea Sovietică a fost executată o gamă de motoare hidraulice tip DG ale căror caracteristici sînt indicate în tabela 1, destinate pentru acţionarea diferitelor maşini şi mecanisme care necesită un reglaj fără trepte al vitezei de rotaţie, cuplări şi decuplări repetate, precum şi inversare de sens. În figura 1 se arată construcţia acestui tip de motor hidraulic. În corpul *1* se află presată o bucşă de distribuţie *2*, confecţionată din fontă, prevăzută cu canale pentru aspiraţia şi refularea uleiului. În interiorul bucşei se află rotorul *3* în care sînt practicate şapte orificii în care sînt introduse pistoanele plonjoare *4*. În scopul descărcării hidraulice a rotorului, pe suprafaţa interioară a bucşei *2* s-au prevăzut nişte orificii de descărcare care comunică cu spaţiile de presiune şi scurgere. Rotorul este fixat cu pana *6* pe arborele motorului hidraulic *5*. El se sprijină pe doi rulmenţi cu bile *7*,

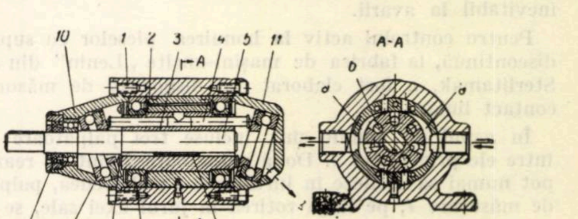


Fig. 1.

Tabela 1

P a r a m e t r i	DG-1	DG-2	DG-3	DG-4	DG-5	DG-7A
Presiunea nominală de lucru, kgf/cm²	50	50	50	50	50	50
Debitul de ulei la turaţia maximă şi la presiunea nominală, l/min	8	18	35	70	140	400
Turaţia motorului hidraulic, rot/min						
— maximă	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500	1 500
— minimă	100	100	100	100	100	100
Puterea la presiunea nominală şi la turaţia maximă, kW	0,58	1,1	2,5	5,1	10,2	31
Momentul maxim, kgm	0,37	0,71	1,63	3,3	6,6	20
Randamentul mecanic, %	95	95	95	95	95	95
Randamentul volumetric la turaţia maximă şi la presiunea nominală, %	95	95	95	95	95	90
Presiunea de scurgere, kgf/cm²	1	1	1	1,5	1,5	1,5
Greutatea, kg	6	10,1	22,1	24,3	38,6	129

montaţi în corpul *1*. Utilizarea unor lagăre de înaltă precizie asigură jocul radial minim necesar între bucşa de distribuţie şi rotor. Uleiul refulat de pompă pătrunde în motorul hidraulic — prin unul dintre cele două spaţii *a* şi prin orificiile din rotor — în cilindri, obligînd pistoanele plonjoare *4* să apese pe suprafeţele frontale ale discurilor *8* (presate în lagărele de sprijin *9* dispuse înclinat în capacele *10* şi *11*). Datorită poziţiei înclinate a acestor lagăre, pe suprafaţa de contact a pistoanelor cu discul *8* ia naştere o forţă (una din componente dată de presiunea uleiului asupra pistoanelor) care creează un moment de rotaţie, ce obligă rotorul să se învîrtească. În timpul învîrtirii rotorului, orificiile de descărcare, trecînd de puntea despărţitoare a bucşei de distribuţie *2*, pune în comunicaţie cilindrii rotorului cu celălalt spaţiu de scurgere *a*, iar pistoanele — obligate de către discul înclinat să se deplaseze — evacuează uleiul care a lucrat. Pentru etanşarea arborelui la ieşire este prevăzută o manşetă de cauciuc *12*. Reglarea turaţiei se realizează prin variaţia debitului de ulei refulat de către o pompă cu debit variabil sau prin strangularea coloanei de ulei refulată de o pompă cu debit constant. Uleiurile recomandate sînt: industrial 30 sau industrial 45 (GOST 1707-51).

Dispozitive de control activ la honuire. În: *Stanki i instrument* nr. 6, 1961

Sistemele pneumatice cu contact pentru controlul activ în timpul honuirii asigură — după cum s-a dovedit în exploatare — precizia necesară şi siguranţă în funcţionare. Totuşi, prezenţa unor orificii şi degajări pe suprafaţa prelucrată face imposibilă folosirea dispozitivelor de măsurare obişnuite cu contact uniform deoarece, sub acţiunea arcului palpatorului, ele pot intra în aceste orificii ceea ce duce inevitabil la avarii.

Pentru controlul activ la honuirea pieselor cu suprafaţă discontinuă, la fabrica de maşini-unelte „Lenin" din oraşul Sterlitamak, a fost elaborat un dispozitiv de măsurat cu contact liniar.

În capul de honuit sînt incluse trei palpatoare legate între ele prin bucşa *1*. Două palpatoare *2* sînt de reazem şi pot numai să oscileze în jurul axei *3*; al treilea, palpatorul de măsurare *4*, pe lîngă rotirea în jurul axei sale, se poate deplasa împreună cu axul în canalul *5* acţionînd asupra pistonaşului *6* al supapei circuitului de măsurare pneumatic. Vîrful pistonaşului se sprijină pe mijlocul palpatorului, astfel că înclinările palpatorului nu sînt preluate de pistonaş. Numai variaţia diametrului alezajului prelucrat provoacă deplasarea pistonaşului, deci variaţia debitului de aer care trece între supapă şi scaunul ei. Întregul sistem de palpatoare este montat liber în canalele capului de honuit.

Palpatoarele sînt în contact permanent cu pereţii alezajului de prelucrat datorită arcului de distanţare *7* etalonat la o forţă de 2 ± 0,5 kgf.

Palpatoarele au forma unor lame subţiri pe care sînt lipite cristale de diamant sau sînt încărcate pe suprafaţa activă cu pulbere de diamant.

Lungimea feţei active a palpatorului trebuie să fie mai mare de 2 *d*, în care *d* este diametrul orificiului sau lăţimea degajării de pe pereţii presei de honuit.

Astfel, oricare ar fi poziţia palpatorului faţă de orificiu, se asigură un reazem cel puţin pe două cristale de diamant

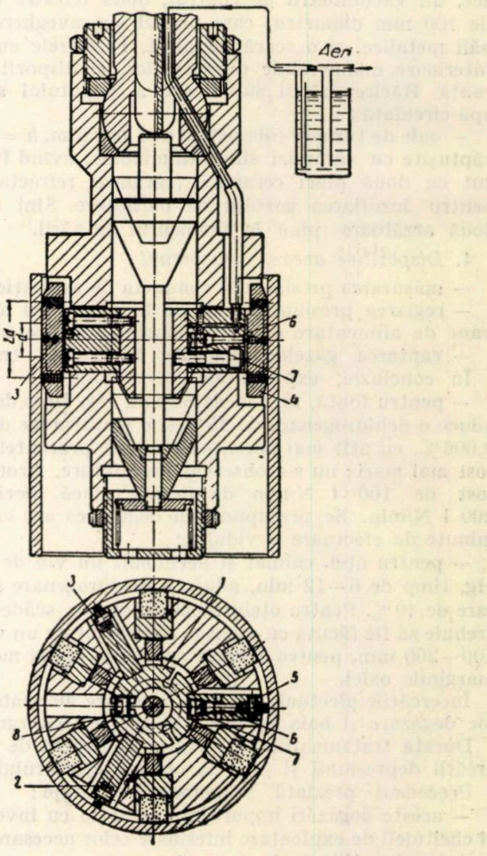


Fig. 1.

şi se elimină pericolul de înclinare a palpatorului. Pentru reglare se foloseşte dopul conic *8*.

În figura 2 este reprezentat un alt dispozitiv de măsurare pentru controlul alezajelor cu diametrul mai mic de 60 mm, atunci cînd diametre foarte mici ale capului de honuit nu permit amplasarea acestui dispozitiv. Dispozitivul de măsurare reprezentat în figura 2 permite realizarea controlului alezajelor la honuirea alezajelor cu diametrul mai mare de 30 mm. Porţiunea *1* se montează liber în partea de jos a capului. Pe aceasta sînt dispuse trei palpatoare, palpatoarele *2* sînt de reazem şi servesc pentru aşezarea întregului sistem de măsurare liber în alezaj iar palpatorul *3* de măsurare este fixat pe bolţul *4* cu un arc lamelar *5*.

În interiorul palpatorului se află supapa *6* care — prin intermediul conductei *7* — comunică cu instalaţia de măsurare pneumatică.

Reglarea dispozitivului de măsurare la dimensiune se poate face cu ajutorul dopului filetat *9*.

Palpatoarele dispozitivului sînt prevăzute cu cristale de diamant.

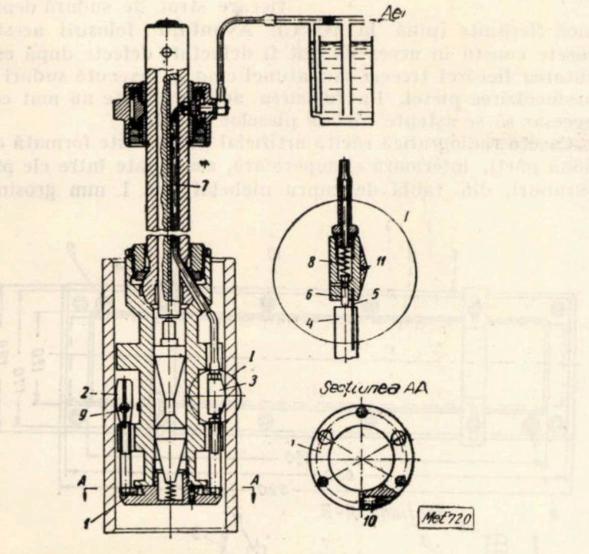


Fig. 2.

Dispozitivele de măsurare descrise pot fi conectate la orice instalaţie pneumatică de măsurat şi pot fi folosite atît pentru controlul vizual în timpul prelucrării, cît şi pentru deconectarea maşinii atunci cînd diametrul alezajului atinge valoarea prescrisă.

Din încercările făcute cu aceste dispozitive s-a constatat că ele asigură o precizie stabilă de 10 μ şi funcţionează sigur în exploatare.

Dispozitiv de divizare cu role. În : *Stanki i instrument*, nr. 7, 1961. Construcţiile existente de dispozitive de divizare se bazează pe folosirea discurilor divizoare de diferite feluri, care în general sînt destul de greu de executat mai ales dacă se cere o precizie ridicată.

H. Ia. Bekirov şi Akazartev au prezentat un dispozitiv (fig. 1) care se foloseşte la maşini de rectificat, de găurit, de frezat şi altele.

La acest dispozitiv, în locul discului divizor este folosită o garnitură de bile de oţel aşezate una lîngă alta pe un canal circular. Precizia ridicată a divizării se asigură alegînd diametrul bilelor cu precizia de 0,002 mm.

Poziţia mesei rotative se fixează cu un opritor *14* care intră între două bile alăturate. Dispozitivul descris are 48 de bile şi asigură divizarea cercului în 2, 3, 4, 6, 8, 12, 16 şi 24 părţi.

Bilele se aşază (fig. 1) între suprafeţele conice ale inelului *1*, ale mesei rotative *2* şi ale presei *3*.

Cu ajutorul celor două piuliţe *4* şi *5* se elimină complet jocul bilelor. Piuliţele se asigură cu şuruburi.

Pentru rotirea dispozitivului se apasă pe mînerul *6*, se trage opritorul *14* şi se roteşte masa.

Pentru o citire comodă, pe partea frontală a cămăşii *7* sînt gravate cifre de la 1 la 48. Fixarea mesei după rotire se face — cu ajutorul bridei *8* şi bucşei conice *9* — în felul următor : se strînge brida cu şurubul *10* ; acesta se deplasează pe bucşa conică *9* şi prin piuliţa *11* apasă masa rotativă *2* spre bază.

Partea rotitoare a mesei are o planşaibă *12* cu două canale care permit diferite adaptări. De asemenea se poate folosi în caz de nevoie gaura din centru, prevăzută pentru fixarea conului cu bucşe extensibile.

După funcţionarea în exploatare a acestor dispozitive timp de cîţiva ani s-a constatat că :

1. dispozitivul asigură unghiul de rotire cu o precizie de ± 15" ;
2. reglajul dispozitivului se poate face numai o dată pe an.

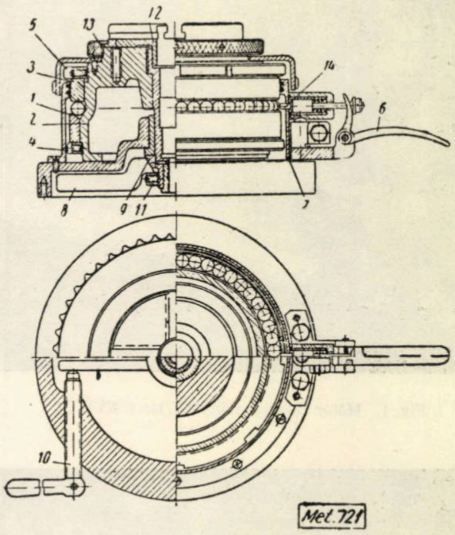


Fig. 1.

3. la multe operaţii dispozitivul înlocuieşte capul divizor optic, ceea ce permite unui lucrător cu calificare inferioară să execute lucrări de tehnicitate şi precizie ridicată.

Motoare Diesel marine de mare putere Întreprinderea constructoare de maşini grele „Karl Liebknecht" din Magdeburg este una din marile întreprinderi constructoare de motoare Diesel din R.D.G. Motoarele construite au o mare siguranţă în exploatare. Întreprinderea produce patru tipuri de motoare în 4 timpi cu sau fără supraalimentare (tabela 1).

Tipul	Puterea cilindrilor		Caracteristici
	CP/cil.	rot/min	
NVD 24	25	700	
NVD 26	30	750	
NVD 36	50	500	
NVD 36 A	70	500	supraalimentat
NVD 48	90	375	
NVD 48 A	125	375	supraalimentat

Cea mai mică unitate de putere a acestor tipuri este de 75 CP cu 750 rot/min, iar cea mai mare de 1 000 CP cu 375 rot/min. Toate aceste motoare sînt construite cu mai mulţi cilindri în linie ; fiind reversibile ele pot fi utilizate ca maşini marine.

La tipurile NVD 36, NVD 48 şi NVD 26, prevăzute cu şase cilindri, mişcarea reversibilă se efectuează direct pe motor, prin deplasarea arborelui cu came, cu ajutorul unui servomotor, astfel încît arborele portelice poate fi cuplat direct cu motorul. Tipurile mai mici de motoare sînt prevăzute cu un reductor-inversor.

Acest reductor inversor este de tip planetar şi raportul de transmisie este de 2 :1. Motorul şi reductor-inversorul sînt montate pe un şasiu comun.

Sistemul de răcire se face cu ajutorul apei dulci. Răcirea acesteia se efectuează cu ajutorul unui schimbător de căldură, alimentat cu apă de mare, cu care este prevăzut motorul.

Toate pompele necesare răcirii sînt anexate motorului. Pentru a se asigura siguranţa de funcţionare a sistemului de răcire, în cazul unei avarii, se poate folosi apa de mare pentru răcire.

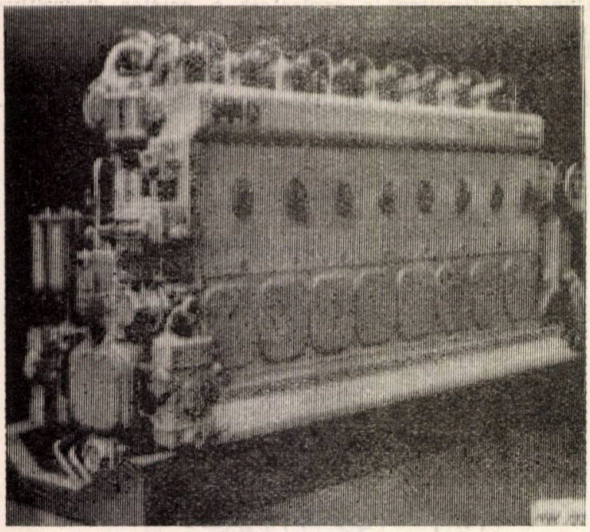


Fig. 1. Motor Diesel marin SKL tip 6 NVD 24

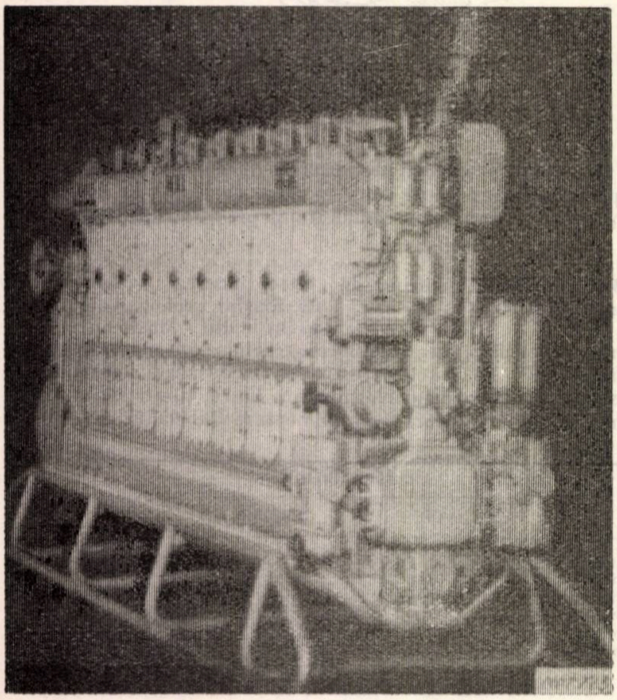


Fig. 2. Motor Diesel marin SKL tip 8 NVD 36 A, teleghidat

Răcirea funcţionează cu o siguranţă bună la o temperatură a apei de mare pînă la 32°C. Buna funcţionare este asigurată deci şi în apele tropicale.

Ungerea motoarelor se face sub presiune. Pompa de ulei, filtrul şi răcitorul sînt anexe ale motorului.

Pornirea se face cu aer comprimat, acumulat în butelii de aer.

Cele mai multe motoare sînt comandate de la distanţă. Comanda la distanţă a tipurilor mici se limitează la procesul de reversibilitate şi schimbarea de viteze. Unele motoare nu mai sînt dotate cu comandă la distanţă, astfel că maşinile pot fi manevrate din cabina de conducere, unde se află tabloul de comandă a maşinilor.

Motoarele SKL sînt îndeosebi folosite în construcţiile navale. Ele dau rezultate bune şi în cazul folosirii lor ca grupuri electrogene la centralele electrice necesare în agricultură, precum şi ca motoare pentru excavatoare şi mine.

Caseta radiografică răcită pentru controlul sudurilor la temperatura înaltă. *Schwisstechnik*, nr. 4/1961 Pentru controlul sudurilor la temperaturi înalte s-au construit casete răcite artificial, care permit radiografieri după fiecare strat de sudură depus, încă fierbinte (pînă la 900°C). Avantajul folosirii acestor casete constă în aceea că pot fi detectate defecte după executarea fiecărei treceri sau atunci cînd se execută suduri cu preîncălzirea piesei. La folosirea acestor casete nu mai este necesar să se aştepte răcirea pieselor sudate.

Caseta radiografică răcită artificial (fig. 1) este formată din două părţi, inferioară şi superioară, asamblate între ele prin şuruburi, din tablă de cupru nichelată de 1 mm grosime.

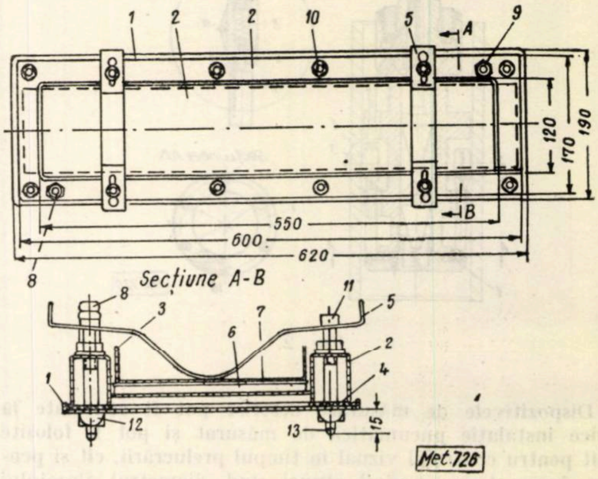


Fig. 1. Caseta radiografică cu mediu de răcire:

1 – partea superioară; *2* – partea inferioară; *3* – capac; *4* – garnituri; *5* – clemă de strîngere; *6* – film în tub de cauciuc; *7* – placă de plumb; *8* – racord de ieşire; *9* – racord de intrare; *10* – şuruburi de fixare; *11* – piesă de prindere a clemei de strîngere; *12* – picior; *13* – adaos izolant (secţiunea *A* – *B*).

Între aceste părţi este prevăzută o garnitură. Această construcţie a casetei din două părţi permite curăţirea ei în interior, în special atunci cînd mediul de răcire folosit este aerul care conţine ulei, umiditate şi impurităţi. Fixarea casetei pe piesa sudată se face cu ajutorul a patru picioare, care sînt prevăzute cu adaosuri din sticlă. Pentru răcire se introduce apă sau aer comprimat, printr-un racord de intrare. Debitul de apă sau de aer se calculează astfel ca temperatura casetei să nu fie mai mare de 40°C în timpul radiografierii. Partea superioară a casetei ghidează mediul de răcire şi pe ea se aşază filmul într-un tub de cauciuc. Filmul este presat pe casetă cu ajutorul unui capac cu o clemă de strîngere. Pentru micşorarea radiaţiilor dăunătoare, care pot fi dispersate înapoi şi lateral, se introduce la partea superioară o placă de plumb între capac şi tubul de cauciuc cu film.

Calitatea radiografiilor executate este aceeaşi ca şi a celor executate obişnuit, mediul de răcire (apa sau aerul) neavînd nici o influenţă asupra calităţii radiografiilor.

Caseta are o construcţie plană, fiind folosită pentru suduri plane; pentru suduri circulare, urmează să fie adaptată o casetă din material plastic, la care suprafaţa dinspre piesa care se controlează să aibă o acoperire metalică.

Motorul orbital Selwood. În: *Automobile Engineer*, iunie 1961. Motorul orbital a fost creat în scopul înlocuirii motorului clasic cu piston cu mişcare alternativă cu un nou motor la care toate mişcările sînt rotative. Avantajele obţinute cu această construcţie sînt: un echilibraj foarte bun, caracteristici elastice de cuplu, rezistenţe şi frecări mecanice mici, dimensiuni şi greutate foarte reduse. Motorul orbital a fost construit inversînd cinematic sistemul disc fulant utilizat curent la pompele şi motoarele hidraulice. Motorul (fig. 1) funcţionează după ciclu în doi timpi şi are 12 cilindri. El a fost realizat şi a funcţionat pe bancul de probe în diferite condiţii de sarcină timp de 300 de ore, după care nu a fost necesar să se înlocuiască nici o piesă. Motorul se compune dintr-un ax fix *1* în jurul căruia se învîrteşte ansamblul blocului de cilindri *2* cu pistoanele *3*. Pe arborele fix *1* este montat un disc fulant *4*, înclinat cu 11°30′ faţă de verticală. Arborele fix este sprijinit pe doi rulmenţi cu role conice *5* şi *6* iar discul fulant este prevăzut cu doi rulmenţi de tip radial *7*. Arborele de ieşire *8* al motorului formează o prelungire a blocului de cilindri. Axul discului fulant şi cel al arborelui fix se intersectează într-un punct care formează centrul geometric al motorului. Partea exterioară a discului fulant este construită ca o stea cu şase braţe, de fiecare braţ fiind legate cîte două pistoane. Forţa dată de presiunea gazelor ce se exercită asupra a două pistoane diametral opuse le obligă să se deplaseze în cilindrii orbitali, eliminîndu-se astfel forţele de inerţie importante ale motorului clasic. Lipsa bielelor şi deci şi a presiunilor laterale exercitate de acestea- — prin pistoane — asupra pereţilor cilindrilor reduce în mod substanţial frecarea. O parte a forţei totale date de presiunea gazelor asupra pistoanelor provoacă un moment de rotaţie asupra discului fulant, moment ce se transmite prin pistoane la blocul cilindrilor care se învîrteşte; odată cu acesta arborele de ieşire este antrenat în mişcare de rotaţie. Cursa pistoanelor este evident o funcţie de unghiul de înclinare a planului lor orbital. Deoarece distanţa perpendiculară între orbită şi axul arborelui descreşte progresiv de la poziţia de mijloc a cursei înspre extremitatea ei, cilindrii sînt porţiuni de tor, axul fiecăruia fiind situat într-un plan care cuprinde totodată şi axul arborelui. Punctul de intersecţie al axului arborelui şi al discului înclinat este bineînţeles şi centrul axelor părţilor toroidale. Blocul de cilindri este confecţionat din două părţi îmbinate prin şuruburi; pentru asigurarea răcirii sînt prevăzute aripioare de răcire prinse între ele printr-un inel confecţionat din două bucăţi. Camerele de ardere sînt plasate în chiulase şi au forma unui trunchi de con. Chiulasele individuale *9* confecţionate din aliaj de aluminiu sînt prinse de bloc cu şuruburi. În chiulase sînt înşurubate bujiile *10*. Etanşeitatea chiulaselor cu blocul este asigurată numai prin prelucrarea suprafeţelor fără utilizarea unor garnituri. Deoarece arderea se produce simultan în cilindri diametral opuşi, nu sînt necesare măsuri pentru prelucrarea forţelor axiae deoarece, datorită acestei construcţii ia naştere numai un cuplu de basculare.

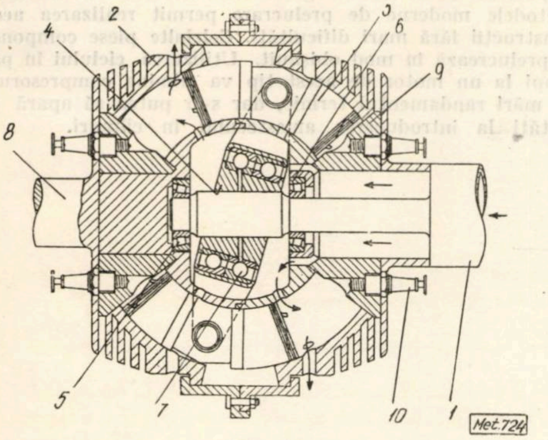


Fig. 1.

Pe fiecare dintre cele şase braţe ale discului înclinat este prevăzută o punte — echivalentă cu bolţul de piston — formată dintr-o tije de oţel cu capetele teşite (fig. 2). La mijlocul tijei o porţiune sferică formează o parte a articulaţiei sferice de montare a pistonului. Fabricarea celor şase pistoane duble este simplificată prin execuţia lor din trei părţi; cele două părţi identice de capăt care poartă segmenţii sînt centrate şi prinse cu şuruburi de partea centrală care cuprinde articulaţia sferică. Trebuie remarcat faptul că distanţa între două pistoane alăturate, măsurată de-a lungul pasului orbital, variază continuu de-a lungul acestei orbite. Această variaţie este preluată prin aceea că patru cămăşi ale articulaţiilor sferice se pot deplasa axial de-a lungul bolţurilor, în pistoane. Celelalte două cămăşi, ale unei perechi de pistoane — situate la 180° între ele pe discul fulant — sînt fixate în corpurile centrale ale pistoanelor pentru a asigura legătura rigidă care asigură transmiterea mişcării de rotaţie între disc şi blocul de cilindri. Ca şi la motoarele clasice în doi timpi, segmenţii sînt asiguraţi contra rotirii pentru a preveni intrarea capetelor lor în ferestrele de aspiraţie şi evacuare, şi să se aşeze corect în alezajul curbat. Teoretic, segmenţii ar trebui să fie părţi ale formei toroidale; s-a constatat totuşi că — dacă au o lăţime mică şi sînt apropiaţi — această complicaţie nu este necesară. În consecinţă s-au utilizat segmenţi normali care s-au dovedit cu totul satisfăcători. Pistoanele sînt prevăzute cu deflectoare pentru a se îmbunătăţi circulaţia amestecului.

Alimentarea cu amestec proaspăt este făcută cu ajutorul unui ventilator care aspiră amestecul de la un carburator şi-l trimite prin axul fix în camera discului fulant (fig. 1), prin canale practicate în blocul de cilindri. Ventilatorul este antrenat cu o turaţie mărită — în raportul 3,5 :1 — de către arborele de ieşire. Ambele canale de aspiraţie şi evacuare din cilindru sînt de tipul obişnuit, fiind comandate de către piston; canalele de admisie comunică cu camera discului înclinat iar cele de evacuare sînt aşezate la periferia carcasei. Circulaţia amestecului este ajutată de forţa centrifugă, efectul făcîndu-se simţit însă numai la turaţii ridicate ale motorului. Canalele de evacuare conduc amestecul direct în atmosferă. Gazele arse au fost evacuate din încăperea bancului de probă cu ajutorul unui ventilator. În prezent se studiază un sistem ingenios de evacuare care se va monta pe motor. Motorul a funcţionat cu un amestec de benzină şi ulei de 16 :1. Această proporţie ridicată de ulei a fost stabilită în mod intenţionat pentru a se evita o ungere insuficientă. Rezultatele încercărilor au stabilit că conţinutul de ulei din amestec poate fi redus pînă la 50%.

Deoarece întregul motor se învîrteşte a fost posibil să se elimine distribuitorul necesar sistemului de aprindere. O camă cu şase proeminenţe a unui ruptor dublu este antrenată de la arborele de ieşire cu un raport de transmisie de 1 :1; fiecare jumătate a motorului este deservită de o bobină de inducţie de 12 V şi de şase bujii. De la fiecare bobină curentul de înaltă tensiune este trimis la un electrod montat într-un bloc izolat fixat în suportul motorului aproape de chiulasă. Piuliţele obişnuite din capul bujiilor sînt înlocuite cu nişte capete în formă de ciupercă. Atunci cînd motorul se învîrteşte acestea trec succesiv prin faţa electrodului, în momentul în care ruptorul a deschis şi stabilesc contactul. Între capetele în formă de ciupercă şi electrozi există un joc mic de circa 0,35 mm. Motorul realizat are o cilindree de 715 cm^3 care poate fi mărită pînă la 1 100 cm^3, fără mărirea gabaritului, un alezaj de 44,5 mm şi o cursă totală-măsurată după axa torului — de 38 mm. Greutatea motorului este de circa 27 kg şi poate fi redusă la 20 kg. Dacă motorul dezvoltă 30 CP/l se obţine o putere specifică de 1 CP/kg. Raportul de compresie obţinut a fost foarte scăzut — 3 :1 — iar turaţia de

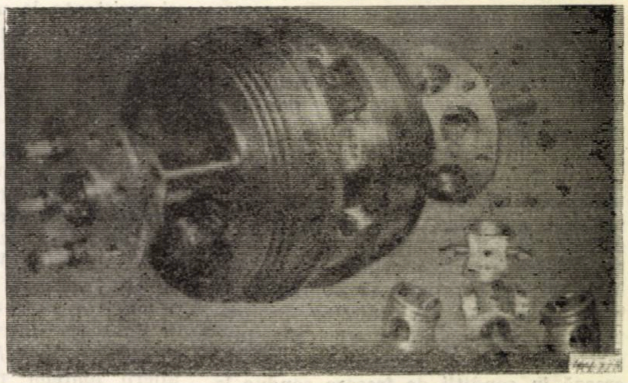


Fig. 2.

3 500 rot/min, deși a fost proiectat pentru o turație de 10 000 rot/min. Motorul de serie are un sistem de aspirație mult îmbunătățit prin reducerea distanței dintre motor și carburator, asigurarea unui traseu mai drept al canelelor, și este prevăzut cu un compresor de tip Roots pentru alimentare. Motorul este foarte bine echilibrat datorită dispunerii simetrice și a eliminării forțelor de inerție și are o greutate redusă.

Cu toată lipsa bielelor, la fiecare fază de ardere se produce o oarecare împingere laterală asupra pistonului, pentru a produce rotația motorului. În gama de puteri și turații încercate, jocurile normale ale pistonului într-un plan radial al arborelui au fost satisfăcătoare; nu s-au produs uzuri pronunțate datorită acestor împingeri laterale și deci strunjirea ovală a pistoanelor nu este necesară.

Unitățile de putere cu disc fulant au în general un randament mecanic mai mic decît tipurile clasice. Aceasta se datorește faptului că numai o componentă redusă a împingerii pistonului provoacă un moment de rotire; restul forțelor dau împingeri axiale. Componenta utilă este proporțională cu cosinusul unghiului dintre direcția împingerii și cea de rotație a elementului antrenat. Dacă pistoanele lucrează în condițiile unor jocuri corect stabilite, acest dezavantaj este parțial compensat prin reducerea frecărilor.

Cu toate că prelucrarea alezajelor cilindrilor și a pistoanelor ca porțiuni de tor este mai grea decît a cilindrilor cu axe drepte, metodele moderne de prelucrare permit realizarea acestei construcții fără mari dificultăți. Celelalte piese componente se prelucrează în mod obișnuit. Utilizarea ciclului în patru timpi la un motor de acest tip va elimina compresorul și va mări randamentul termic, dar s-ar putea să apară dificultăți la introducerea amestecului în cilindri.

Recenzii

V. P. Grecin: Fonte și aliaje rezistente la uzură (*Iznosostoikie ciuguni i splavi*). *Mașghiz, 1961, 128 pag., 71 fig. 27 tabele.*

Determinarea cauzelor care duc la uzura timpurie a pieselor de fontă în timpul procesului de exploatare și căutarea metodelor de mărire a durabilității lor prezintă o importanță mare pentru construcția de mașini.

Multă vreme au lipsit criterii științifice de apreciere a rezistenței la uzură. Astfel, unii o caracterizau numai prin valoarea durității, alții prin microstructură. Cercetările și experiențele au arătat că rezistența la uzură depinde nu numai de microstructură ci și de o serie de alți factori: compoziția chimică, tehnologia de elaborare a fontei, caracteristicile constructive ale pieselor etc.

În monografie, autorul, cunoscut prin lucrările sale de mare valoare în domeniul teoriei și practicii procesului de uzură, aduce o serie de date prețioase privind mărirea rezistenței la uzură a pieselor din fontă care lucrează în condiții de frecare. În studiile sale, el pornește de la ideea că transformarea energiei mecanice, consumată la frecare, în energie termică provoacă, desigur, încălzirea corpurilor în frecare. Mărirea temperaturii la suprafața de frecare și deci schimbarea proprietăților fizico-mecanice ale structurii stratului activ al materialelor care lucrează în condiții de frecare conduc la concluzia că criteriul de apreciere și metodele principale de mărire a rezistenței la uzură poate fi găsit prin studiul rezistenței termice a materialelor.

Monografia cuprinde șapte capitole. În *capitolul I* se dă o sinteză a literaturii privind fenomenul de frecare și uzură.

Capitolul II se ocupă cu problema temperaturii suprafeței de frecare și a conductibilității termice a materialelor care lucrează în condiții de frecare.

Factorii care influențează asupra coeficientului de frecare la alunecare sînt analizați în *capitolul III*. Coeficientul de frecare depinde de proprietățile fizico-mecanice ale materialelor și relația dintre ele, precum și de o serie de factori externi: viteza de alunecare, presiunea specifică, temperatură și microasperități ale suprafețelor.

În *capitolul IV* se analizează fenomenul de rodare. Acesta este determinat în primul rînd de diferența dintre duritatea materialelor care vin în contact, de microasperitate, de existența peliculelor moi de oxizi și de structură.

Capitolul V cuprinde date privind legătura dintre proprietățile mecanice și rezistența la uzură. Straturile superficiale active în procesul de frecare prin alunecare se deformează prin comprimare și alunecare, care sînt însoțite de o ecruisare și încălzire a corpurilor, revenire și uneori călire. De aici schimbarea proprietăților fizico-mecanice și a structurii. Prin dispariția plasticității are loc distrugerea porțiunilor în contact prin forfecare datorită forțelor tangențiale, deci uzura.

În *capitolul VI* se studiază relația dintre rezistența termică și uzura fontelor și a altor aliaje.

Influența structurii asupra uzurii este arătată în *capitolul VII*, iar principiile alierii fontelor rezistente la uzură în *capitolul VIII*.

Pentru obținerea unei rezistențe maxime la deformațiile plastice prin alunecare și deci la uzură, aliajele trebuie să conțină elemente care măresc rezistența termică a fontei.

În lucrare se prelucrează aproape întreaga literatură de bază din acest domeniu, ceea ce reprezintă un fapt prețios.

În cea mai mare parte datele prezentate au un caracter original, fiind obținute de autor în decursul îndelungatei sale activități de cercetări.

Cartea este destinată inginerilor care se ocupă cu problemele de uzură.

L. Sofroni

I. S. Trișevski, B. I. Panici, N. A. Nikolaenko: Slitki i izlojniți (Lingouri și lingotiere). Kiev, 1959.

Cerințele din ce în ce mai mari și dezvoltarea vertiginoasă a producției de blumuri și laminate pun în fața metalurgiștilor probleme importante în legătură cu îmbunătățirea calității lingourilor, scăderea pierderilor la debitare, scăderea consumului de lingotiere etc.

Parametrii constructivi ai lingourilor și lingotierelor influențează direct asupra duratei de funcționare a lingotierei, calității metalului care se toarnă în ele, productivității laminoarelor, randamentului lor optim și coeficienților de consum.

Actualmente diversitatea dimensiunilor lingotierelor îngreunează folosirea lor de la o uzină la alta, laminarea lingourilor obținute la o uzină la bluminguri altora și uneori este chiar cauza creșterii consumului de metal.

Adresată inginerilor și tehnicienilor metalurgiști care lucrează în domeniul oțelăriilor, în secțiile de turnare a lingourilor și lingotierelor sau la laminoarele mari, precum și studenților și cadrelor didactice din facultățile de metalurgie, lucrarea de față aduce o contribuție importantă la studiul fenomenelor și proceselor care intervin în tehnologia obținerii lingourilor și lingotierelor.

În urma unui studiu amănunțit asupra expențelor generale ale uzinelor metalurgice, din U.R.S.S. și a datelor practice apărute în literatura mondială de specialitate, autorii propun în cuprinsul cărții cei mai raționali parametri constructivi ai lingourilor mari pentru bluminguri și laminoare de tablă, din oțel calmat sau necalmat și, de asemenea, pe cei ai lingotierelor respective.

În carte se arată că chiar în condițiile unei variații mari a comenzilor, se poate merge pe calea asigurării formei raționale și a unor dimensiuni tip a lingourilor care să asigure micșorarea pierderilor de metal.

În cele cinci capitole ale cărții recenzate, autorii pun în evidență parametrii optimi constructivi ai lingourilor și lingotierelor mari din oțel calmat și necalmat, metodica de calcul a lor, posibilitățile de reducere a pierderilor de metal la bluminguri, condițiile pentru creșterea însemnată a calității lingourilor și lingotierelor.

Capitolul I tratează problema parametrilor constructivi ai lingotierelor pentru turnarea lingourilor cu greutate mai mare de 5 tone. Sînt date formule și diagrame care stabilesc corelația între înălțimea de umplere cu metal și reducerea acțiunii medii a lingotierei; între diferitele dimensiuni ale secțiunii transversale interioare a lingotierei; conicitatea lingotierei, grosimea pereților și configurația suprafeței interioare a pereților.

Tot în cuprinsul acestui capitol sînt studiate posibilitățile de consolidare a lingotierelor pentru bandaje, și se arată că o deosebită importanță în această privință prezintă modul de căptușire a pereților lingotierei pentru a preîntîmpina formarea crăpăturilor longitudinale.

În *capitolul II* autorii dau metoda de calcul pentru determinarea greutății și dimensiunilor lingotierei și maselotei.

De asemenea, sînt date exemple de calcul al lingotierelor și maselotelor pentru lingouri din oțel calmat și necalmat. Sînt tratate metodele de înlăturare a variației greutății lingourilor și fabricarea lingourilor pentru bluminguri.

Capitolul cuprinde o serie de tabele cu coeficienții ce intervin în calcul, cum și tabele cu schițele și formulele de calcul pentru diferitele părți componente ale lingourilor și lingotierelor.

În *capitolul III* autorii se ocupă de posibilitățile de micșorare a numărului tipurilor de lingouri și lingotiere în cazul uzinelor și combinatelor metalurgice din Ucraina: Azovstali, Kirov, Dzerjinsk, Alcevsk, Zaporojstali.

Se preconizează, de asemenea, posibilitatea unificării unităților producătoare de lingotiere.

Descrierea modului de distrugere a lingotierelor datorită defectelor ivite în procesul de exploatare, precum și măsurile de evitare și remediere a lor sînt tratate în cuprinsul *capitolului IV*.

Printre cele mai frecvente defecte sînt crăpăturile longitudinale, datorite calității slabe a materialelor refractare folosite, compoziției chimice sau structurii nesatisfăcătoare a fontei din care se toarnă lingotierele etc.

Capitolul V cuprinde tehnologia modernă de executare a lingotierelor.

Capitolul tratează pe larg condițiile tehnice de turnare și caracteristicile procedeului de turnare a lingotierelor; pregătirea formelor pentru turnarea lingotierelor și rețete de amestecuri pentru forme, miezuri și vopsele. De asemenea, sînt arătate condițiile de uscare, montare, turnare și răcire a lingotierei în formă.

Se recomandă și unele compoziții de încărcătură folosite pentru elaborarea fontei destinată turnării lingotierelor.

În încheierea acestui capitol autorii tratează defectele de turnare care pot apărea la fabricarea lingotierelor cum ar fi retasurile de construcție, suprapunerile etc.

La sfîrșitul cărții autorii dau în anexă tabele și figuri cuprinzînd principalii parametri constructivi și schițele diferitelor tipuri de lingotiere și maselote turnate în uzinele și combinatele metalurgice din U.R.S.S.

Prin nivelul său tehnic și științific lucrarea „Lingouri și lingotiere" aduce o prețioasă completare în literatura de specialitate.

D. Olărescu

Bosnjaković F.: **Termodinamică tehnică.** Vol. **II.** (Technische Thermodynamik. II Teil). În colecția: Termotehnica și economia căldurii, vol. 12 (Wärmelehre und Wärmewirtschaft in Einzeldarstellungen. Band 12). Ed. Theodor Steinkopff, Dresden-Leipzig, 1960, **XX**, 480 pag., 359 fig., 67 probleme în anexă.

Printre autorii celor mai cunoscute lucrări de termodinamică tehnică, Bosnjaković ocupă un loc cu totul aparte. Modul original de prezentare și de soluționare a anumitor probleme, precum și importanța deosebită acordată unor părți, cărora, în majoritatea lucrărilor cu titlu asemănător, li se rezervă un loc secundar, au făcut ca încă de la apariția primei ediții — cu 25 ani în urmă — termodinamica tehnică scrisă de Bosnjaković să se evidențieze în mod cu totul deosebit.

Volumul al II-lea al celei de-a treia ediții accentuează caracterul de originalitate a lucrării, atît prin conținut cît și prin modul de prezentare. Astfel, din întregul volum, aproape 2/3 sînt afectate problemelor de amestecuri (aerul umed, proprietățile amestecurilor binare, procesele termice ale amestecurilor binare, separarea componenților din amestecuri, instalații frigorifice cu absorbție, condițiile de echilibru al amestecurilor, procesele amestecurilor binare însoțite de schimb de lucru mecanic); aproximativ 1/4 este afectată unor probleme de termodinamică chimică (bazele termodinamice ale reacțiilor chimice, diagramele termice folosite în studiul proceselor chimice, procedee de gazeificare); restul capitolelor este rezervat unor probleme speciale de termodinamică (condițiile de echilibru termodinamic, diagrame termice pentru gaze în stare de plasmă la temperaturi ridicate, eficacitatea tehnică a proceselor termice). Volumul mai cuprinde o anexă cu 67 probleme, rezolvate numeric.

În general, modul de tratare a materialului are la bază următoarea schemă: încadrarea procesului în legile generale (a conservării materiei și energiei și în principiul entropiei); întocmirea bilanțului de materie și a bilanțului energetic; studiul procesului prin metode analitice și grafice; stabilirea sensului fizic, condițiilor specifice și eficacității procesului (limite de desfășurare, randament, pierderi etc.).

Prezentarea este deosebit de concisă; folosirea sistematică a unor procedee de studiu caracteristice metodelor de cercetare utilizate în chimie și, îndeosebi, a diagramelor termice (i—x i—ξ, s—x, s—ξ), dintre care cele propuse pentru prima oară de către Bosnjaković, permit prezentarea clară și soluționarea lesnicioasă a unor probleme dificile; tratarea acestora pe cale exclusiv analitică ar pune dificultăți în general inacceptabile în calculul tehnic. Modul de prezentare cu totul original oferă aspecte noi, chiar în cazul tratării unor obiecte obișnuite, ca aerul umed, evaporarea etc.

Față de edițiile anterioare, ediția a III-a cuprinde în plus părțile privitoare la folosirea diagramelor termice în studiul proceselor chimice și al celor de gazeificare, la diagramele termice ale plasmei, precum și la problema eficacității proceselor termice. Această chestiune este tratată în lumina celor mai moderne concepții: considerînd ireversibilitatea proceselor reale ca factor determinant pentru pierderile energetice, se prezintă modul de stabilire a gradului de reversibilitate, folosindu-se ca mărimi de calcul entropia și exergia și acordîndu-se o importanță deosebită bilanțului exergetic.

Problemele cuprinse în anexă reușesc — datorită unei alegeri judicioase — să completeze și să ilustreze partea teoretică.

Autorul folosește în întreaga lucrare sistemul coerent de unități de măsură MKS; pentru exprimarea anumitor mărimi și în alte unități de măsură uzuale în practică, se folosesc însă și unele unități tolerate (kcal, at, kgm, kg/m^2 etc.) în cadrul sistemului tehnic de unități de măsură MKfS.

Lucrarea prezintă o oarecare neomogenitate din punct de vedere structural. Astfel, considerăm că pentru o cît mai unitară repartizare a materialului, cap. VI (condiții de echilibru) și cap. XIII (eficacitatea tehnică a proceselor termice) și-ar fi găsit locul în primul volum, în care se prezintă problemele cu caracter general. În schimb, toate părțile din lucrare privitoare la schimbările de fază (vaporizarea, condensarea, lichefierea gazelor etc.) ar trebui prezentate în al doilea volum, ținînd seama de caracterul destul de bine precizat al acestuia.

Lucrarea se plasează printre cele mai utile cărți de termodinamică tehnică; ea se adresează atît studenților, prin modul clar și complet de expunere, cît și specialiștilor care activează în domeniul termic din diferite sectoare industriale (industriile energetică, chimică, frigorifică, alimentară, textilă etc.), prin metodele inginerești de atacare și rezolvare a problemelor puse.

Ing. **Ioan Nerescu**

Informații

UTILIZAREA GAZELOR NATURALE LA UN CUPTOR MARTIN BASCULANT DE CAPACITATE MARE

La uzina „Azovstal” (U.R.S.S.), un cuptor Martin basculant de mare capacitate a fost trecut la încălzirea cu gaze naturale. Prin încălzirea cuptorului cu gaze naturale suprafața vetrei a fost mărită de la 62,9 pînă la 99,4 m², iar încărcătura de la 360 pînă la 400 t. Durata de elaborare s-a redus cu 9 %, iar productivitatea cuptorului a crescut cu 18–21 %. Prin utilizarea regeneratoarelor cu două circuite și ridicarea temperaturii de preîncălzire a aerului s-a redus consumul specific de combustibil.

Tehnologia de elaborare a oțelului calmat în cuptorul încălzit cu gaze naturale se caracterizează prin viteza mare de ardere a carbonului și a fosforului în perioada de topire și de fierbere, datorită mărimii suprafeței de contact dintre metal și zgură.

MATRIȚAREA LA CALD FĂRĂ BAVURI A SEMIFABRICATELOR PENTRU CUȚITE-ROATĂ

Pentru îmbunătățirea calității semifabricatului și economisirea oțelului rapid la fabricarea sculelor așchietoare de montat pe dorn (freze, cuțite-roată, șevere) s-a încercat matrițarea lor fără bavură, prin procedeul pus la punct de Institutul unional de cercetări în domeniul sculelor (U.R.S.S.).

Pentru micșorarea numărului de matrițe semifabricate pentru cuțitele-roată de mortezat dinți, cu diametrul cercului de divizare de 75 la 1 000 mm, cu modulul 1–4,5 respectiv 1–5 mm, au fost grupate în opt grupe de dimensiuni-tip. Adaosurile diametrelor de prelucrare sînt de 4–6 mm și pe înălțime de 3–4 mm. Folosirea matrițelor este rațională pentru loturi de 500 semifabricate.

Matrițele se execută din oțel 5 H N V tratat termic pînă la duritatea de 43–45 H R C; matrițele pot fi recondiționate de 2–3 ori. Costul matrițelor este în medie de 30–35 ori mai mic decît valoarea metalului economisit.

Matrițarea se execută fără ungere, la temperatura de 1 100–1 150°C, urmată de o recoacere la 850°C.

Rebuturile frecvente sînt provocate de: crăpături la răcirea rapidă, fațete pe fața de degajare, cînd volumul semifabricatului este sub cel calculat, semifabricate cu bavuri greu de înlăturat, umplerea neuniformă a matriței și deplasarea centrului semifabricatului în cazul așezării greșite a matriței.

STRUNJIREA ALIAJELOR NEFEROASE ȘI A STECLOTEXTOLITULUI CU AJUTORUL CUȚITELOR DE DIAMANT

La Institutul unional de cercetări științifice în domeniul sculelor (U.R.S.S.) s-a studiat strunjirea exterioară cu cuțite de diamant a pieselor din aliaje neferoase și din steclotextolit, în vederea stabilirii regimurilor optime de așchiere și a parametrilor geometrici ai cuțitelor.

Acest procedeu se aplică la prelucrarea aliajelor neferoase și a steclotextolitului pe strunguri rapide cu reglarea lină a turației, între limitele 2 000–3 000 rot/min, cu avans de 0,01–0,1 mm/rot. Strungul trebuie să fie foarte rigid (frecvența vibrațiilor sistemului strung-piesă-cuțit să fie de maximum 30 Hz și amplitudinea de 11 μ).

Dacă piesa de prelucrat este mai lungă de 200 mm, ea se va prelucra între vîrfuri cu antrenor.

Calitatea suprafeței prelucrate prin acest procedeu ajunge pînă la clasa a noua. Deformarea stratului superficial al pieselor din aliaje neferoase la prelucrarea cu diamant atinge adîncimea de 5–10 μ. Durabilitatea sculelor cu diamant este de 20 ori mai mare decît a sculelor armate cu aliaj dur.

NOUA MAȘINĂ ORIZONTALĂ DE FREZAT DINȚI, MODEL 5A 370

Uzina de mașini-unelte grele din Kolomna (U.R.S.S.) a fabricat prototipul experimental al mașinii orizontale de frezat dinți, model 5 A 370. Mașina este folosită la frezarea dinților drepți și înclinați prin rostogolire, cu freză-melc și prin divizare cu freză-deget sau disc, precum și pentru frezarea filetului roților melcate și a canelurilor. Comanda se face de la un tablou central.

UN NOU AUTOMAT PENTRU ACOPERIRI GALVANICE ȘI PENTRU TRATAMENTUL ELECTROCHIMIC AL PIESELOR

În U.R.S.S. s-a construit un nou automat pentru acoperiri galvanice și pentru tratamentul electrochimic al pieselor. Particularitățile construcției noului automat constau în faptul că produsele care se prelucrează rămîn fixe în cursul tratamentului, spre ele fiind debitate succesiv prin aceeași instalație specială cu jet — în mod automat, prin programare — diverse soluții de tratare, apele de spălare sau aerul cald.

Automatul este prevăzut cu un sistem de ventile comutate de un aparat de comandă, care reglează dozarea și corecția soluțiilor, precum și regimul electric și termic al procesului tehnologic în diversele etape de tratare a pieselor.

Noua instalație permite să se ridice mult productivitatea muncii și să se îmbunătățească calitatea acoperirii, să se elimine unele utilaje auxiliare (de spălare, uscare etc.), să se reducă de 3–5 ori suprafețele de producție, să se micșoreze de cîteva ori prețul de cost al pieselor prelucrate și să se creeze condiții de muncă mai igienice.

Cu mici modificări constructive, automatul poate fi utilizat pentru lustruire electrică, oxidare, fosfatare și alte procese galvanice, nu însă și pentru cromare.

EVACUAREA CONTINUĂ A METALULUI DIN CREUZETUL CUBILOULUI

La turnătoria de fontă maleabilă a Uzinelor de automobile din Gorki (U.R.S.S.) se practică evacuarea continuă a fontei din cubilou împreună cu zgura într-un melanjor rotativ, în care se separă zgura. Această metodă creează condiții mai bune pentru stabilirea procesului de topire a fontei cu conținut redus de carbon.

Este foarte important ca nivelul și dimensiunile orificiilor de evacuare a metalului și a zgurei din melanjor să corespundă cu parametrii regimului de lucru al cubiloului.

UTILIZAREA IZOTOPILOR RADIOACTIVI LA ÎMBOGĂȚIREA MINEREURILOR ȘI ÎN INDUSTRIA MINIERĂ

Acum cîtva timp s-a ținut la Leningrad conferința cu privire la utilizarea izotopilor radioactivi la îmbogățirea minereurilor, cum și folosirea lor în industria minieră. Peste 500 de oameni de știință, specialiști și tehnicieni, au participat la lucrările care au avut loc în cadrul conferinței, prezentîndu-se 65 de comunicări și 5 referate.

Printre numeroasele probleme dezbătute au fost și acelea privitoare la utilizarea izotopilor radioactivi în cercetarea și controlul proceselor de îmbogățire. Utilizarea izotopilor radioactivi în cercetarea bazelor fizico-chimice ale flotării, utilizarea lor la automatizarea și controlul proceselor tehnologice, în tehnica preparării minereurilor, la determinarea conținutului de plumb în lichidele de flotare etc.

Au fost prezentate de asemenea date deosebit de importante în legătură cu eficacitatea economică a utilizării izotopilor radioactivi în procesul îmbogățirii minereurilor.

În încheierea lucrărilor, participanții la conferință au luat unele hotărîri și au arătat, printre altele, necesitatea elaborării unui plan de lucrări în vederea creării de mijloace tehnice de automatizare şi control pentru industria carboniferă, necesitatea găsirii unor metode de control cu privire la îmbogăţirea minereurilor etc.

TURBINE CU GAZE ŞI CU ABUR-GAZE DATE ÎN EXPLOATARE EXPERIMENTALĂ

În U.R.S.S. în acest an vor fi date în exploatare experimentală la centralele electrice de la Kiev şi Harcov turbine cu gaze avînd o putere de 25 000 şi 50 000 kW. În acelaşi timp se lucrează la definitivarea proiectului pentru construirea unei turbine cu gaze cu o putere de 100 000 kW.

Introducerea turbinelor cu gaze şi cu abur-gaze va duce la scăderea cu 20—30% a preţului de cost calculat pe kilowatt de putere instalată, cantitatea de apă necesară pentru răcirea acestei instalaţii micşorîndu-se de 30 pînă la 50 de ori.

Prin darea în exploatare a turbinelor cu gaze şi abur-gaze în regiunile cu apă puţină (Ural, Asia centrală, Donbas etc.) se vor putea construi centrale electrice de mare capacitate.

NOI REALIZĂRI LA MAŞINI ŞI UTILAJE DIVERSE

În oraşul Gabrovo (R.P. Bulgaria), la Întreprinderea pentru construirea de aparate electronice s-a trecut la fabricarea în serie a unor tipuri de utilaje electronice. Astfel se fabrică generatoare de încălzire prin inducţie pentru curent de înaltă frecvenţă generatoare speciale necesare pentru industria de mobilă etc.

Tot la această întreprindere s-au construit primele aparate pentru lipirea articolelor confecţionate din material plastic.

De asemenea, se experimentează prototipul unei maşini de spălat prin ultrasunet, se proiectează prima maşină de găurit prin ultrasunet, maşina pentru prelucrarea oţelului prin scîntei electrice şi primul convertizor ionic pentru reglarea rotaţiilor la electromotoare.

RĂZBOI DE ŢESUT AUTOMAT

În oraşul Gabrovo (R.P. Bulgaria) la Uzina constructoare de maşini şi utilaje pentru industria textilă a fost realizat la începutul acestui an prototipul unui nou război de ţesut automat denumit ,,Iantra-180''. Acest nou război de ţesut se deosebeşte de războaiele de tip ,,Iantra 180'' produse pînă în prezent la această uzină, prin lărgirea lui mai mare cu 1 800 mm, ceea ce face posibilă mărirea lăţimii ţesăturilor.

Cu toate că la noul război de ţesut numărul turaţiilor este redus, totuşi productivitatea lui este mai ridicată iar calitatea ţesăturilor este mai bună decît aceea realizată de vechile războaie de ţesut.

Războiul ,,Iantra-180'' este în întregime automat. Cu ajutorul unui dispozitiv cu suluri speciale, schimbarea ţevilor se face la intervale de timp mai mari. Prin perfecţionarea ratierei de ridicare a iţelor s-a asigurat fabricarea ţesăturilor de cele mai diferite modele şi culori. Cea mai importantă calitate a noului război de ţesut este aceea că la el pot fi ţesute atît pînzeturi cît şi stofe de lînă.

O NOUĂ MAŞINĂ RADIALĂ DE GĂURIT

În R.P. Bulgaria, la Uzina de maşini pentru aşchierea metalelor din Sofia se experimentează prima maşină radială de găurit cu selector electrohidraulic de viteze şi debitări. Maşina are o turaţie de 25—2 000 rot/min şi realizează o importantă creştere a productivităţii muncii.

Fabricarea în serie a acestei maşini este prevăzută pentru anul în curs.

CREŞTEREA PRODUCŢIEI ŞI A SORTIMENTELOR ÎN INDUSTRIA CONSTRUCTOARE DE MAŞINI

În R.P. Bulgaria industria constructoare de maşini are un rol hotărîtor în accelerarea progresului tehnic în toate ramurile economiei naţionale, ocupînd primul loc dintre toate ramurile industriale.

În anul 1961 industria constructoare de maşini a dat economiei R.P. Bulgare cu 19% mai multe maşini şi utilaje decît în anul 1960.

În acest an întreprinderile din ramura industriei constructoare de maşini au ca sarcină realizarea a peste 300 de noi tipuri de maşini şi utilaje. 200 dintre aceste noi tipuri de maşini vor fi puse la punct pînă la sfîrşitul anului, producţia lor în serie urmînd să înceapă în anul 1963.

În cursul acestui an vor fi realizate 19 tipuri de maşini noi pentru aşchierea metalelor, strunguri, freze şi maşini de şlefuit, cum şi maşini speciale pentru producerea de piese în serie. Se vor produce 25 de noi tipuri de electrocare de către întreprinderile producătoare de utilaje pentru transporturile electrice.

Se vor fabrica, de asemenea, macarale electrice cu o capacitate de ridicat de respectiv 600, 1 000 şi 1 500 kg, electrocare cu platforme şi bare de cîte două tone, electrocare de remorcare etc.

Producţia de telesferice electrice va cunoaşte o creştere sensibilă. Pentru acest an se prevede construirea unui nou tip de teleferic electric cu o capacitate portantă de la 125 la 500 kg, cum şi perfecţionarea unui teleferic cu o capacitate portantă de la 500 la 5 000 kg, primind condiţii speciale de funcţionare, ca de pildă pentru regiunile tropicale. O mare atenţie se acordă industriei producătoare de maşini şi utilaje agricole necesare mecanizării pe scară tot mai largă a agriculturii. Pentru anul acesta se prevede construirea a 22 de noi tipuri de maşini agricole în care intră şi completări ale seriei de şasiuri autopropulsate de 22 CP, maşini pentru prelucrarea solului etc.

Numeroase alte maşini care vor fi produse în anul 1962 sînt destinate industriei textile, alimentare etc.

O NOUĂ MAŞINĂ DE FORJAT ORIZONTALĂ

În R. D. Germană s-a construit o nouă maşină de forjat orizontală, care se caracterizează prin aceea că poate forja piese cu lungimi pînă la 10 m şi execută fără matriţă operaţii ce nu sînt posibile prin forjarea liberă, de exemplu forjarea axelor şi a arborilor în trepte sau forjarea porţiunilor conice pe tije sau axe.

Maşina nu necesită o fundaţie specială pentru amortizarea vibraţiilor. Comanda poate fi manuală sau după program. Prin asocierea maşinii cu un foarfece, cu cuptoare şi căi cu role se pot realiza linii de producţie în flux. Datorită duratei foarte mici a operaţiilor de prelucrare, maşina are o productivitate ridicată.

DEZVOLTAREA INDUSTRIEI CONSTRUCTOARE DE NAVE

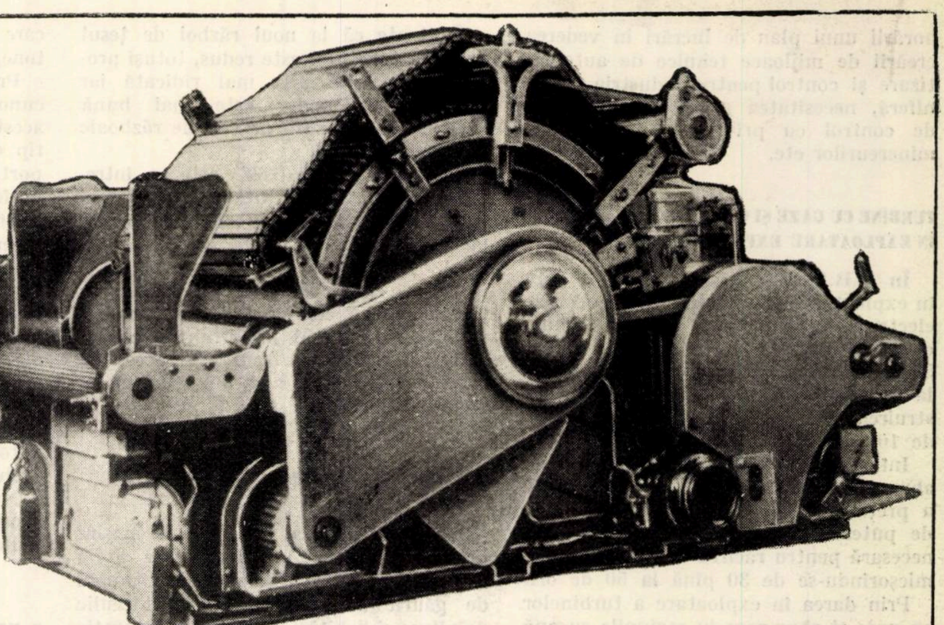
În anii puterii populare în R.P. Polonă au fost obţinute realizări importante în industria constructoare de nave. Pînă în prezent motonava de 19 000 tone era cea mai mare, construită pe şantierele navale ale acestei ţări.

În anul 1961 industria navală poloneză a depăşit primul milion de tone al producţiei de vase de tipuri diferite.

În cursul acestui an vor fi terminate lucrările pentru construirea docului uscat din Gdynia, ceea ce va face posibilă construirea unor vase mai mari, cu un tonaj care să atingă 65 000 tdw.

Revista ,,Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Asociaţiei Ştiinţifice a Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi casieria Bucureşti, Str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.84.16. Administraţia : Cal. Victoriei 118, telefon 14.06.24. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicaţiile Tehnice A.S.I.T. 070124 B.R.P.R. Filiala ,,30 Decembrie" Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri, lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Nr. 2, Str. Brezoianu nr. 23—25 Bucureşti c. 2026

SZÁGOS·MÜSZAKI·KÖ
1883



Carda de bumbac Tip C

CARACTERISTICI

1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE

Lățimea de lucru	**1 016 mm**
***Nm* al păturii prelucrate**	**0,00215—0,0026**
***Nm* al benzii debitate**	**0,22—0,34**
Lungimea fibrelor	**25/26—34/35 mm**
Turația tamburului principal	**206 rot/min**
Turația tamburului perietor	**10,6—19,5 rot/min**
Turația tamburului rupător	**815 rot/min**
Numărul de oscilații ale pieptenelui detașator	**1 036—1 311 osc./min**
Viteza de deplasare a linealelor	**86 mm/min**
Laminaj total	**69—140**
Constanta de laminaj	**2 289**
Constanta de producție	**0,555**
Productivitatea mașinii (banda *Nm* 0,25)	**pînă la 8 kg/h**

2. CARACTERISTICI DIMENSIONALE ȘI DE GABARIT

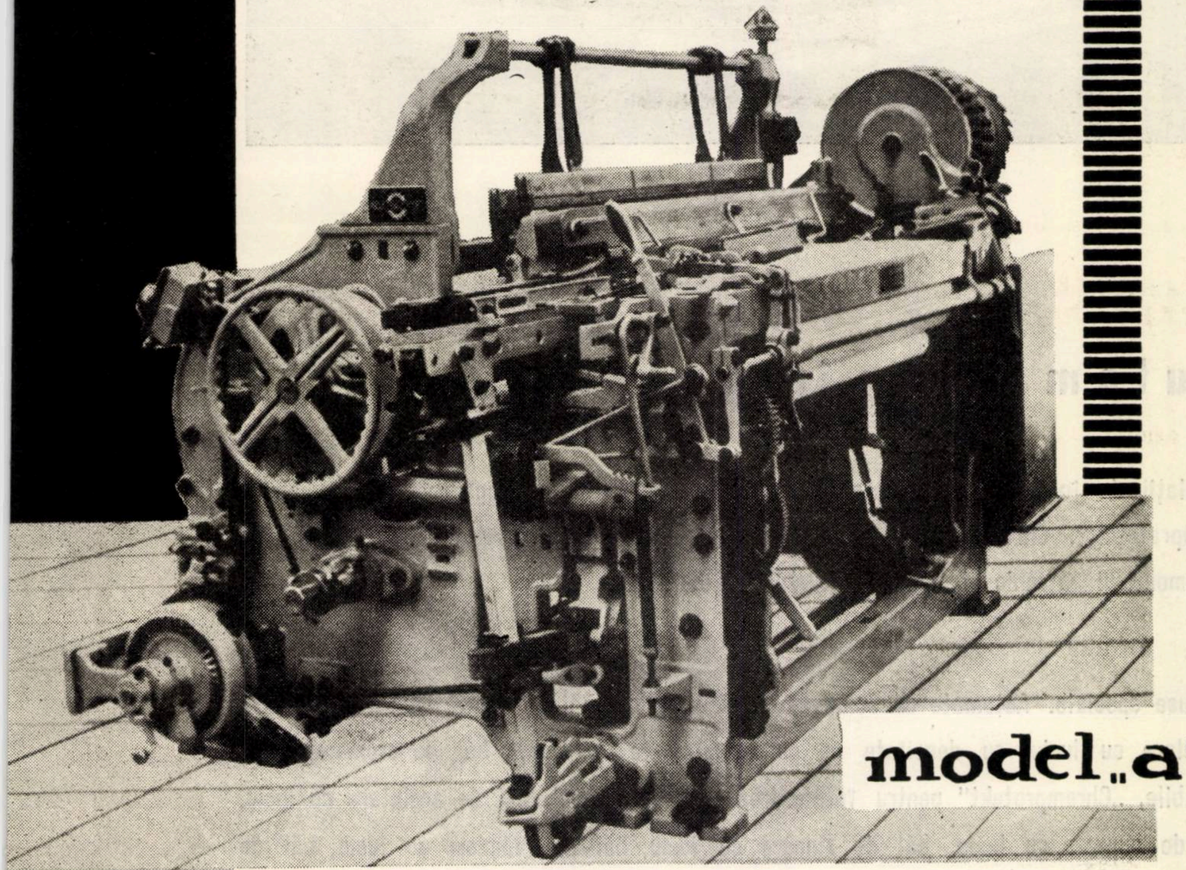
Diametrul tamburului principal (metal)	**1 272 mm**
Diametrul tamburului perietor (metal)	**662 mm**
Diametrul tamburului rupător (metal)	**225 mm**
Lățimea tamburului mare și rupătorului	**1 016 mm**
Lățimea tamburului perietor	**1 021 mm**
Numărul de lineale pe mașină	**102 buc.**
Diametrul interior al cănii	**305 mm**
Antrenarea perietorului	**mecanism planetar**
Roți de schimb de laminaj total	**17—33 dinți**
Roți de schimb de producție	**19—35 dinți**
Motor electric de acționare	**1,7 kW**
Gabarit: lungime	**3 200 mm**
lățime	**1 735 mm**
înălțime	**1 750 mm**
Greutate	**3 540 kg**

MAȘINA LUCREAZĂ CU GARNITURA RIGIDĂ. SE LIVREAZĂ, LA CERERE, CU MASA DE ALIMENTARE PENTRU FIBRE SCURTE SAU FIBRE LUNGI.

UZMET UNIREA CLUJ

război automat pentru bumbac

unirea

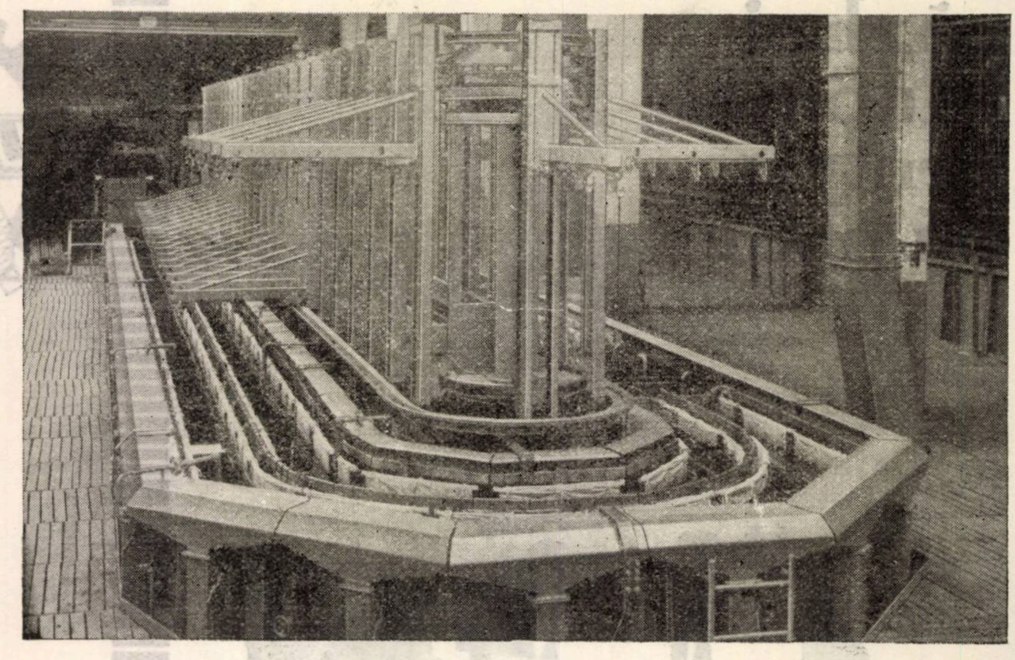


model „a"

1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE:

— Lățimea de lucru în spată	100 cm
— Numărul ițelor	4
— Numărul de rotații ale arborelui principal	maximum 240 rot/min
— Desimea în bătătură	75—680 fire/10 cm
— Pipăitorul de bătătură	mecanic
— Numărul cremalierelor de la veghetorul de urzeală	4 perechi
— Automatul pentru schimbarea țevilor	28 locașuri
— Gabarit:	
— lățimea	2 330 mm
— lungimea	1 410 mm
— înălțimea	1 285 mm
— Productivitatea războiului pentru o pînză cu desimea în bătătură de 200 fire pe 10 cm și 230 rot/min	5,58 m/h, pentru o lățime de 90 cm/h
— Suprafața ocupată	3—8 m²
— Indicele de utilizare: 9 800—12 400 bătăi/h	
— Deservire:	
— țesători/100 războaie	22
— încărcători/100 războaie	40

Uzina Metalurgică
„UNIREA" – Cluj
B-dul Jdanov 3,
telef. 17-90



Automatica în galvanotehnică

Instalații de înaltă productivitate și automate pentru toate procedeele de înnobilare a suprafețelor. Chimicale și preparate de mare randament pentru toate necesitățile tratamentului galvanic și chimic al suprafeței metalelor.

Produse speciale. Automate cu comandă după program, băi de mare randament pentru nichelare cu luciu, cu densitate de curent pînă la 16 A/dm², băi de cromare autoreglabile, „Chromprotekt“ pentru înlăturarea vaporilor nocivi, băi de argintare cu luciu, băi de cuprare cu luciu, băi de zincare cu luciu, băi de cadmiere cu luciu, băi de eloxare cu luciu, paste și lichide de șlefuit și dispozitive de aducțiune.

Blasberg

Friedr. Blasberg GmbH. Solingen

Telefon: 13145-48 Bundesrepublik Deutschland FS. 08 514835

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Георге Стэнчулеску, Виктор Ландес, Ион Илинэ, Себастиан Флексер: **О выявлении возможностей производства ферромарганца и силикомарганца из бедных, кремнистых и фосфористых марганцевых руд.**

Освещаются результаты исследований и экспериментальных работ, содействовавших разработке технологии производства ферромарганца и силикомарганца из местных бедных, креминистых и фосфористых руд методом ступенчатого восстановления.

Предлагаемое технологическое решение и полученные технико-экономические показатели могут служить основой для проектирования завода ферросплавов из местной руды.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 481—486

Ион Францию — **К вопросу улучшения качества декапированного листового материала для лужения.**

Вкратце описывается направление производства стального проката и тонкого листового материала, причем указываются возможности действующих заводов в отношении производства декапированной жести. В целях наилучшего использования этих возможностей рассматривается ряд исследований предпринятых в рамках оказания технической помощи ИЧЕМ заводам по качественному улучшению декапированной жести для лужения.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 486—493

Для молодого инженера

Константин Ваниорек: **К вопросу затвердевания системы деталь-прибыль.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 494—501

Из опыта заводов и лабораторий

Мирча Дрэгулин: **Модели с обратным изгибом для литья.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 501—504

Георге Кицу: **О конструировании пневматических машин для правки пода мартеновских печей.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 504—514

Машиностроение

И. Эрлиц, Д. Абэитэнчей и *И. Соаре*: **Эффективность мероприятий по качественному улучшению тракторных двигателей в эксплуатации.**

В статье рассматриваются рационализаторские мероприятия по качественному улучшению тракторных двигателей, выпускаемых Брашовским тракторным заводом, разработанные на основании указаний потребителей.

Metalurgia şi Construcţii de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 515—520

Вирджил Марин: **Новая система гидравлического обжима.**

Обычно гидравлический обжим осуществляется с помощью дополнительного насоса или аккумулятора большой емкости.

Автор описывает новую систему, в которой гидравлический обжим достигается благодаря предохранительно-разгрузочному клапану автоматического действия.

Metalurgia şi Construcţii de Maşini *14* (19t62) nr. 6, стр. 520—525

Александру Селештяну: **Метод определения размеров машин.**

Для определения размеров машин необходимо: выбрать размеры, проверить их на прочность, установить окончательные размеры.

В работе дается способ, который позволяет с самого начала установить почти точные размеры. Этот метод применяется к расчету: процессовых соединений, подшипников, зубчатых и фрикционных колес, ремней и коленчатых валов.

Metalurgia şi Construcţii de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 525—530

Георге Василка: **Некоторые количественные аспекты рабочих свойств материалов для подшипников.**

Полутекучие и масляные рабочие режимы, неизбежные при пуске и остановке, ставят необходимость при проектировании подшипников скольжения некоторого спаривания материалов пояс-вкладыщ подшипника. Исследования в этом направлении устанавливают количественные зависимости в случае спаривания материалов узлов трения с целью улучшения расчета и проектирования подобных подшипников. Представлены некоторые результаты, полученные в этом направлении, которые относятся как к природе материалов стойких к истиранию, так и к влиянию их структуры на режим трения. Наблюдается довольно хорошее соответствие этих результатов с известными из эксплуатации качественными данными.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 530—534

Для молодого инженера

Валентин Кэлинеску и *Александру Оаня*: **Рационализация внутризаводского транспорта на машиностроительных заводах.**

В настоящей статье дается классификация и краткое описание основного современного оборудования, используемого во внутризаводском транспорте машиностроительных предприятий и обсуждается ряд технико-экономических вопросов рационализации этого вида транспорта.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 534—545

Из опыта заводов и лабораторий

Илие Еким: **Сварка металлов в электрической дуге вольфрамовым электродом в среде инертного газа.**

В статье освещаются схемы сварки постоянным и переменным током, конструкция разработанного автором поршня, различные явления, возникающие при сварке в атмосфере аргона, возможности применения, режимы сварки и преимущества нового способа.

Metalurgia şi Construcţii de Maşini *14* (1962) nr. 6' стр. 546—553

Дан Павелеску и *Ион Илиук*: **Измерение толщины масляного слоя.**

Доказывается возможность применения ряда электрических (радиационных и индуктивных) датчиков для измерения величин δ, θ и α при $\alpha \neq I$ и $\omega \neq 0$, причем тарировка сделана для $\alpha = I$ и $\omega = 0$.

Затем проводится сравнение двух исследовательских методов и необходимых установок. Радиоактивный метод основан на введении в масло и использовании в качестве индикатора In^{114}, допускающего определение известного объема масла, соответственно величине S. Индуктивный электрический метод измеряет толщину пленки с помощью определения магнитного сопротивления, вызываемого слоем масла, также толщиной S.

В итоге отмечается, что индуктивный электрический метод имеет преимущества несложности и воспроизводимости результатов.

Metalurgia şi Construcţii de Maşini 14 (1962) nr. 6, стр. 553—559

Документация 560—570
Рецензии 570—571
Информации 572—573

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Gheorghe Stănciulescu, Victor Landes, Ion Ilină, Sebastian Flexer : **Beiträge zur Bestimmung der Herstellungsmöglichkeiten des Ferromangans und Siliziummangans aus armen Silizium-und Phosphor-Manganerzen**

— Im Aufsatz werden die Ergebnisse der Untersuchungen und der experimentellen Arbeiten, zur Bestimmung der Herstellungstechnologie des Ferromangans und des Siliziummangans aus einheimischem armen und aus Silizium- und Phosphormangan durch das Verfahren der mehrstufigen Reduktion dargelegt. Die vorgeschlagene technologische Lösung und die erzielten technisch—wirtschaftlichen Indexziffern können als Grundlage der Projektierung einer Fabrik für Ferrolegierungen aus einheimischen Erzen dienen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 481 – 486

Ion Franţiu : **Beiträge zur Verbesserung der für die Verzinnung gebeizten Bleche**

— Im Aufsatz werden kurz die Tendenzen in der Herstellung der gewalzten Stahlprofile und der dünnen Bleche dargestellt, wobei die gegenwärtigen Möglichkeiten der bestehenden Werke in der Herstellungstechnologie der gebeizten Bleche hervorgehoben werden. Um eine möglichst volle Ausnutzung dieser Möglichkeiten zu gewährleisten, werden einige der im Rahmen der technischen Unterstützung vorgenommenen Untersuchungen behandelt, die ICEM den einschlägigen Betrieben zwecks Verbesserung der Qualität des für die Verzinnung gebeizten Blechs gewährt hat.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 486 – 493

Für den Jungingenieur

Constantin Wanyorek : **Beiträge zum allgemeinen Studium der Erstarrung des Systems „verlorener Kopf"—Bestandteils**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 494 – 501

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Mircea Drăgulin : **Gussmodelle mit umgekehrter Krümmung für die Giesserei**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 6, S. 501 – 504

Gheorghe Chiţu : **Beiträge zum Bau der Druckluftmaschinen zur Zurichtung der Herde der Siemens-Martin-Öfen**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 504 – 514

Maschinenbau

Ivan Erlitz, Dan Abăităncei und *Iosif Soare* : **Die Wirksamkeit der Qualitätsverbesserungsmssanahmen der im Betrieb befindlichen Traktorenmotoren.**

— Im Aufsatz werden die rationellen Massnahmen zur Verbesserung der Qualität der im Traktorenwerk - Braşov gebauten Traktorenmotoren untersucht, die auf Grund der von den Nutzniessern der Traktoren erhaltenen Angaben ausgearbeitet wurden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 515—520

Virgil Marin : **Ein neues System zur hydraulischen Befestigung.**

— Die hydraulische Befestigung wird gewöhnlich durch die Verwendung einer Hilfspumpe oder eines grossen Druckspeichers erzielt. Der Verfasser beschreibt ein neues System zur hydraulischen Befestigung des mit Hilfe eines automatisch arbeitenden Entladen—Sicherheitsventils vorgenommen wird.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 520—525

Alexandru Seleşteanu : **Neue Methode zur Berechnung der Maschinenabmessungen**

— Die Bestimmung der Maschinenabmessungen erfolgt in drei Etappen.

a) Abschätzen der Abmessungen,
b) Prüfen der Beanspruchungen,
c) Endgültige Bemessung.

Im Aufsatz wird eine Methode entwickelt, welche vom Anfang an eine beinahe richtige Abschätzung der Abmessungen erlaubt. Diese Methode wird an Beispielen von: Pressverbindungen, Lager, Zahnräder, Reibräder, Triebriemen und Kurbelwellen angewandt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 525 – 530

Gheorghe Vasilca : **Einige quantitative Aspekte der funktionellen Eigenschaften der Lagerwerkstoffe.**

Die hallbflüssige und fettige Schmierung, die beim Anlassen und Stoppen nicht zu vermeiden sind, verlangen beim Projektieren eines Gleitlagers eine besondere Paarung der Werkstoffe für Zapfen und Lager. Die in dieser Richtung vorgenommenen Forschungen verfolgen die Festlegung von quantitativen Verhältnissen für die Paarung der Werkstoffe der gleitenden Teile, zwecks Verbesserung der Berechnung und der Projektierung solcher Lager. Es werden einige in dieser Hinsicht erzielte Ergebnisse dargelegt, die sich sowohl auf die Natur der Lagerwerkstoffe als auch auf den Einfluss ihrer Struktur auf die Reibung beziehen. Man kann eine genügend gute Übereinstimmung zwischen diesen Ergebnissen und den qualitativen aus dem Bertieb bekannten Daten feststellen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 6, S. 530 – 534

Für den Jungingenieur

Valentin Călinescu und *Alexandru Oanea* : **Die Rationalisierung des innerbetrieblichen Transports in den Maschinenbauwerken.**

— Im vorliegenden Aufsatz werden kurz die wichtigsten modernen Anlagen eingestuft und beschrieben, die im innerbetrieblichen Transport in den Maschinenwerken verwendet werden und einige technische und wirtschaftliche Aspekte der Rationalisierung dieser Transporte erörtert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 534—545

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Ilie T. Echim : **Das Schweissen der Metalle im elektrischen Lichtbogen mit Wolframelektrode in Edelgasumgebungen.**

— Im Aufsatz werden die Schweisschaltungen für Gleich- und Wechselstrom, der Bau einer vom Verfasser entwickelten Schweisspistole, verschiedene Erscheinungen beim Schweissen im Argon, die Anwendungsmöglichkeiten dieses neuen Verfahrens und dessen Vorteile erörtert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H.6, S. 546 – 553

Dan Pavelescu und *Ion Iliuc* : **Das Messen der Dicke der Ölschicht.**

— Die Verfasser unterstreichen die Verwendungsmöglichkeit von elektrischen Gebern (für Strahlung und Induktion) zum Messen der δ, θ und α im Falle wenn $\alpha \neq 1$ und $\omega \neq 0$ wobei die Eichung für $\alpha \neq 1$ und $\omega \neq 0$ erfolgt. Sodann werden vergleichsweise zwei Forschungsverfahren und die notwendigen Anlagen beschrieben: beim radioaktiven Verfahren wird in das Öl In^{114} eingeführt und als Linienzeiger verwendet, wodurch die Ermittelung der Ölmenge, beziehungsweise der Grösse „S" ermöglicht wird: beim induktiv-elektrischen Verfahren wird die Dicke des Filmes, die Bestimmung der in der Ölschicht eintretenden Reaktanz, wie auch die Grösse „δ" gemessen.

Die Verfasser ziehen die Schlussfolgerung, dass das induktiv-elektrische Verfahren infolge der Einfachheit und der Wiedergabe der Ergebnisse vorteilhafter ist.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 6, S. 553 – 559

Dokumentation 560—570
Buchbesprechungen 570—571
Berichte 572—573

SOMMAIRE

Métallurgie

Gheorghe Stănciulescu, Victor Landes, Ion Ilină, Sebastian Flexer : **Contributions au calcul des possibilités de fabrication du ferromanganèse et du silico-manganèse des minerais à faible teneur en manganèse, silicieux et phosphoreux**

On présente les résultats des recherches et des travaux expérimentaux qui ont contribué à l'élaboration de la technologie de fabrication du ferro-manganèse et du silico-manganèse à partir de minerais indigènes, pauvres en manganèse, silicieux et phosphoreux, par le procédé de la réduction graduée.

La solution technologique proposée et les indices techno-économiques obtenus peuvent constituer la base de projection d'une fabrique de ferro-alliages à partir de minerais indigènes

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 481—486

Ion Franţiu : **Contributions à l'amélioration des tôles décapées pour étamage**

On donne une brève description des tendances existantes, dans la production des laminés d'acier et des minces tôles en montrant les possibilités actuelles des usines, en ce qui concerne la technologie de fabrication des tôles décapées. Pour une meilleure utilisation de ces possibilités, on traite d'une série de recherches entreprises à l'ICEM, dans le cadre de l'assistance technique accordée par celui-ci aux usines, dans le but d'améliorer la qualité de la tôle décapée pour étamage.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 486—493

Pour le jeune ingenieur

Constantin Wangorek : **Contributions à l'étude générale de la solidification du système pièce-masselotte**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 494—501

De l'experience des usines et des laboratoires

Mircea Drăgulin : **Modèles à courbure inverse pour fonderies**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr 6, p. 501—504

Gheorghe Chiţu : **Contribution à la construction des machines pneumatiques pour l'ajustage des foyers Simens-Martin**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 6, p. 504—514

Construction de machines

Ivan Erlitz, Dan Abăităncei et *Iosif Soare* : **Efficacité des mesures d'amélioration de la qualité des moteurs de tracteurs en service**

Dans cet article on étudie les mesures rationnelles pour l'amélioration de la qualité des moteurs de tracteurs fabriqués aux Usines de tracteurs de Braşov, elaborées à partir des données recueillies par les usagers des tracteurs.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini (*14* (1962), nr. 6, p. 515—520

Virgil Marin : **Nouveau système de serrage hydraulique**

Le serrage hydraulique se fait d'habitude à l'aide d'une pompe auxiliaire on d'un accumulateur de grande capacité.

L'auteur décrit un nouveau système qui réalise le serrage hydraulique au moyen d'une soupape de sureté-déchargement à fonctionnement automatique.

Metalurgia şi Construcţia de maşini *14* (1962) nr. 6, p. 520—525

Alexandru Seleşteanu : **Méthode pour déterminer les dimensions des machines.**

Les phases de projection des machines sont :

— l'evaluation des dimensions ;

— le contrôle de la resistance ;

— l'établissement définitif des dimensions.

Dans l'article on présente une méthode qui permet, dès le commencement, d'évaluer correctement les dimensions. Cette méthode est illustrée par des exemples de : frétage, cousinets, roues dentées, roues de friction, courroies et villebrequin.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 525—530

Gheorghe Vasilca. **Quelques aspects quantitatifs des propiétés fonctionnelles des matériaux pour les paliers.**

Les régimes de marche demi-fluides et onctueux, inévitables à la mise en marche et à l'arret, imposent à la projection des paliers à glissement un certain agencement des matériaux tourillon—coussinet. Les recherches poursuivies dans cette direction visent à établir des relations quantitatives pour l'agencement des matériaux des ensambles de frottement, dans le but d'améliorer le calcul et le dessin des paliers de cette sorte.

On présente quelques résultats dàja obtenus en ce sens, qui relèvent tant de la nature des matériaux antifriction, que de l'influence qu'exerce leur structure sur le régime de frottement. On est à même de constater une concordance assez bonne entre ces résultats et les données qualitatives obtenues dans l'exploitation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 6, p. 530—534

Pour le jeune ingenieur

Valentin Călinescu et *Alexandru Oanea :* **Rationalisation du transport intérieur dans les usines de construction de machines.**

On classifie et on présente brièvement les principaux équipements modernes employés pour le transport interieur dans les usines de construction de maschines et l'on discute certains aspects techno-économiques de la rationalisation de ces transports.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962 nr. 6, pag. 534—545

De l'experience des usines et des laboratoires

Ilie T. Echim : **Soudage des métaux à l'arc électrique et électrode en wolfram en atmosfère de gaz inerte.**

Dans cet article on expose les schèmes de soudage à courant continu et alternatif, la construction d'un pistolet conçu par l'auteur, divers phénomènes qui ont lieu lors du soudage en argon, les possibilités d'application de cette soudure, les régimes de soudage et les avantages du nouveau procédé.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, pag. 546—553

Dan Pavelescu et *Ion Iliuc* : **Mesure de l'épaissaur du film de lubrifiant.**

On démontre la possibilité d'utiliser des traducteurs électriques (de radiation et d'induction) pour mesurer les valeurs de δ, θ et α au cas où $\alpha \neq 1$ et $\omega \neq 0$, l'étalonage étant fait pour $\alpha = 1$ et $\omega = 0$.

On présente ensuite comparativement deux méthodes de recherche et les installations nécessaires ; la méthode radioactive se base sur l'introduction dans le lubrifiant, en tant que traceur, du In^{114} ce qui permet de déterminer un volume d'huile, respectivement la valeur δ ; la méthode électrique inductive mesure l'épaisseur du film de lubrifiant en déterminant la réactance produite par le couche d'huile, dont l'épaisseur est toujours δ.

La conclusion est que la méthode électrique inductive est plus avantageuse par sa simplicité et par la reproductibilité des ses résultats.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, pag. 553—559

Documentation 560—570

Comptes-rendus 570—571

Informations 572—573

CONTENTS

Metallurgy

Gheorghe Stănciulescu, Victor Landes, Ion Ilină, Sebastian Flexer : **A contribution to determining the possibilities of manufacturing the ferro-manganese and silico-manganese out of poor silicious and phosphorous manganese ores.**

The results are given of some researches and tests which contributed to the establishement of the technology associated with the manufacture of ferro-manganese and silico-manganese out of poor indigenous, silicious and phosphorous ores by means of the step reduction technique.

The technological solution suggested and the resulting technical and economic indexes may serve as a basis in designing a factory producing iron alloys out of indigenous ores.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 481–486

Ion Franţiu : **A contribution to the improvement of pickled sheet for tinning.**

The trends in the production of steel laminated products and thin plates are shortly presented, pointing out the actual possibilities of the existing works concerning the manufacturing technology of pickled sheet. In view of the best possible utilization of these possibilities, the author describes some of the researches associated with the technical assistance given by the Metallurgical Research Institute to the producers in order to improve the quality of pickled sheet for tinning.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p 486–493

For young engineers

Constantin Wanjorek : **Contributions to the general study of the solidification of the piece-lost head system.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 6, p. 494—501

From the experience of our works and laboratories

Mircea Drăgulin : **Inverse curvature models for foundries.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 501—504

Gheorghe Chiţu : **The building of pneumatic machines for adjusting the hearth of open hearth furnaces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6 p, 504–514

Machine building

Ivan Erlitz, Dan Abăităncei and *Iosif Soare* : **The effectiveness of measures meant to improve the quality of tractor engines.**

This paper analyses the rational steps meant to improve the quality of tractor engines manufactured by the ,,Uzinele de tractoare" in Braşov. The data obtained from the beneficiaries of the tractors have been taken into account.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6 p. 515—520

Virgil Marin : **A new system of hydraulic tightening**

The hydraulic tightening is usually solved by means of an auxiliary pump or a high capacity accumulator.

The author describes a new system where the hydraulic tightening is achieved by means of an automatic safety-discharge valve.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, p. 520–525

Alexandru Seleşteanu : **Method for the engine- design**

The phases of engine-design are :
- evolution of dimensions ;
- control for resistance ;
- correction of dimensions.

In the paper is presented a method, which allows a quite correct initial evolution of dimensions.

This method is applied to : pression, bearings, tooth-gears, friction-rods, belts and link-shafts.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 6, p. 525–530

Gheorghe Vasilca : **Some quantitative aspects of the functional properties of materials for bearings.**

The semi-fluid and unctuous regimes unavoidable at starting and stopping require a certain pairing of the journal-bearing materials in designing the sliding bearings. Researches have been conducted for establishing some quantitative relations in the case of pairing the materials in friction systems in order to improve the calculation and design of such bearings.

Some results are given concerning both the nature of antifriction materials and the influence of their structure on the friction regime. A fairly good concordance is noted between these results and the qualitative data known from the exploitation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), nr. 6, p. 530–534

For young engineers

Valentin Călinescu and *Alexandru Oanea* : **The rationalization of internal transports in machine-building plants.**

The main modern means used for internal transports in machine-building plants are classified and briefly described also discussing some technical and economic aspects relating to the rationalization of such transports.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6 pag. 534–545

From the experince of our works and laboratories

Ilie T. Echim : **The metal welding with electric arc and wolfram electrode in inert gas medium**

This paper describes the welding schemes with continuous and alternative current, the building of a piston imagined by the author, different phenomena associated, with argon welding, welding conditions, field of application and advantages of this new technique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr 6, p 546—553

Dan Pavelescu and *Ion Iliuc* : **Measuring the thickness of the oil layer.**

The possibility is shown of using some electric transducers (radiation and induction) for measuring the δ, θ and α values, when $\alpha \neq 1$ and $\omega \neq 0$, the calibration being made for $\alpha = 1$ and $\omega = 0$.

Two research methods and afferent installations are then described comparatively ; the radioactive method is based on oil dipping and use of In^{114} as a tracer, allowing to determine in oil volume, respectively the δ value ; the electric inductive method measures the thickness of the film by determining the reluctance caused by the oil layer.

It is concluded that the electric inductive method is more suitable in view of its greater simplicity and reproductibility of results.

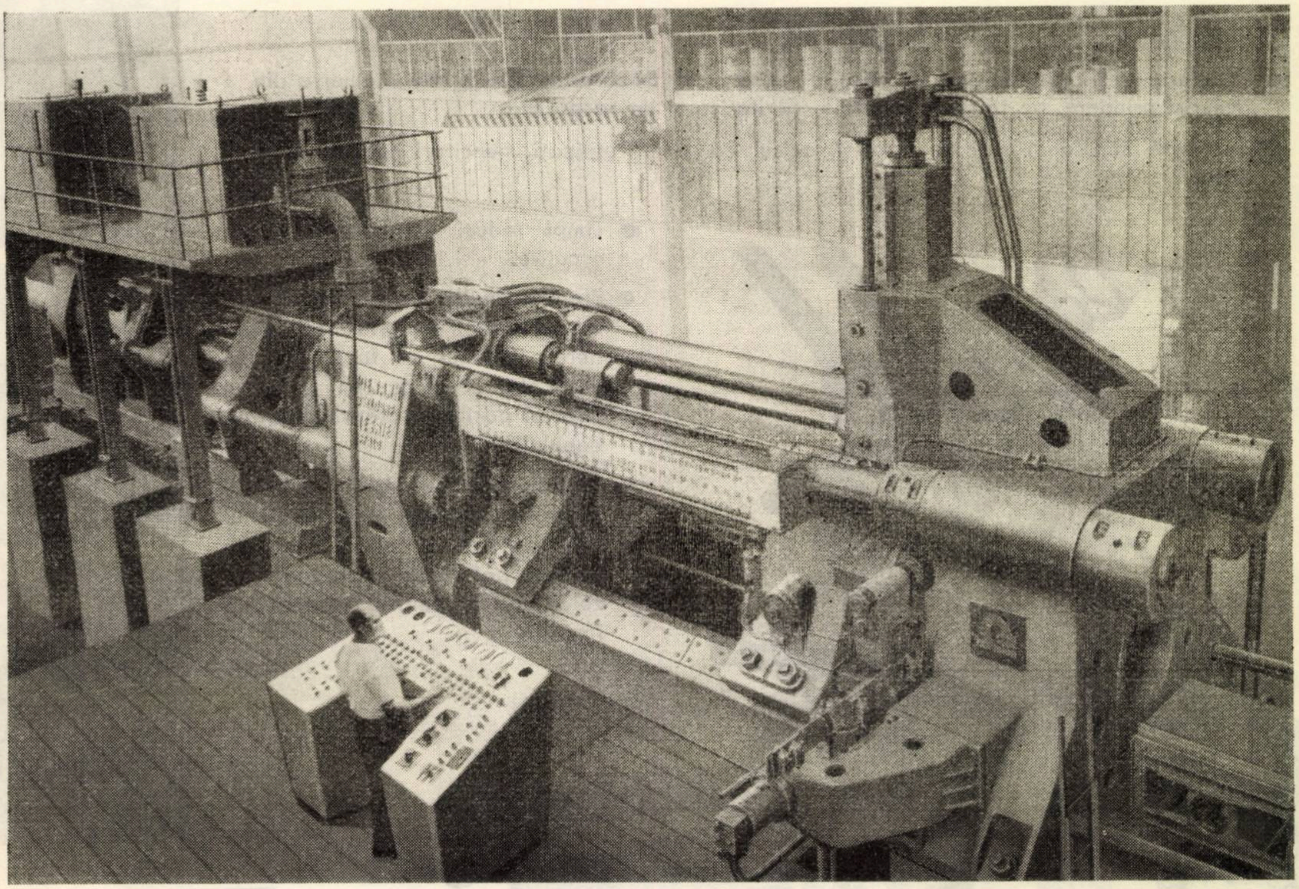
Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6., p. 553–559

Documentation 560–570

Reviews 570–571

Chronicle 572–573

LINDEMANN



Presă de extrudat orizontală, de 2 500 tone, pentru ţevi şi bare din metal, cu comandă directă oleohidraulică, montată pe standul de probă.

Programul nostru de fabricaţie mai cuprinde:

Prese hidraulice pentru balotat fier vechi.
Foarfece mecanice şi hidraulice pentru fier vechi.
Concasoare pentru sfărîmat şpan de metale feroase şi neferoase.
Prese de brichetat pentru şpan sfărîmat.
Foarfece pentru tăiat bare şi ţagle la cald şi la rece.
Prese de forjare, de ambutisare adîncă, prese de extruziune pentru ţevi şi bare, maşini de tras la rece.

LINDEMANN KG HYDR. PRESSEN DÜSSELDORF GERMANIA

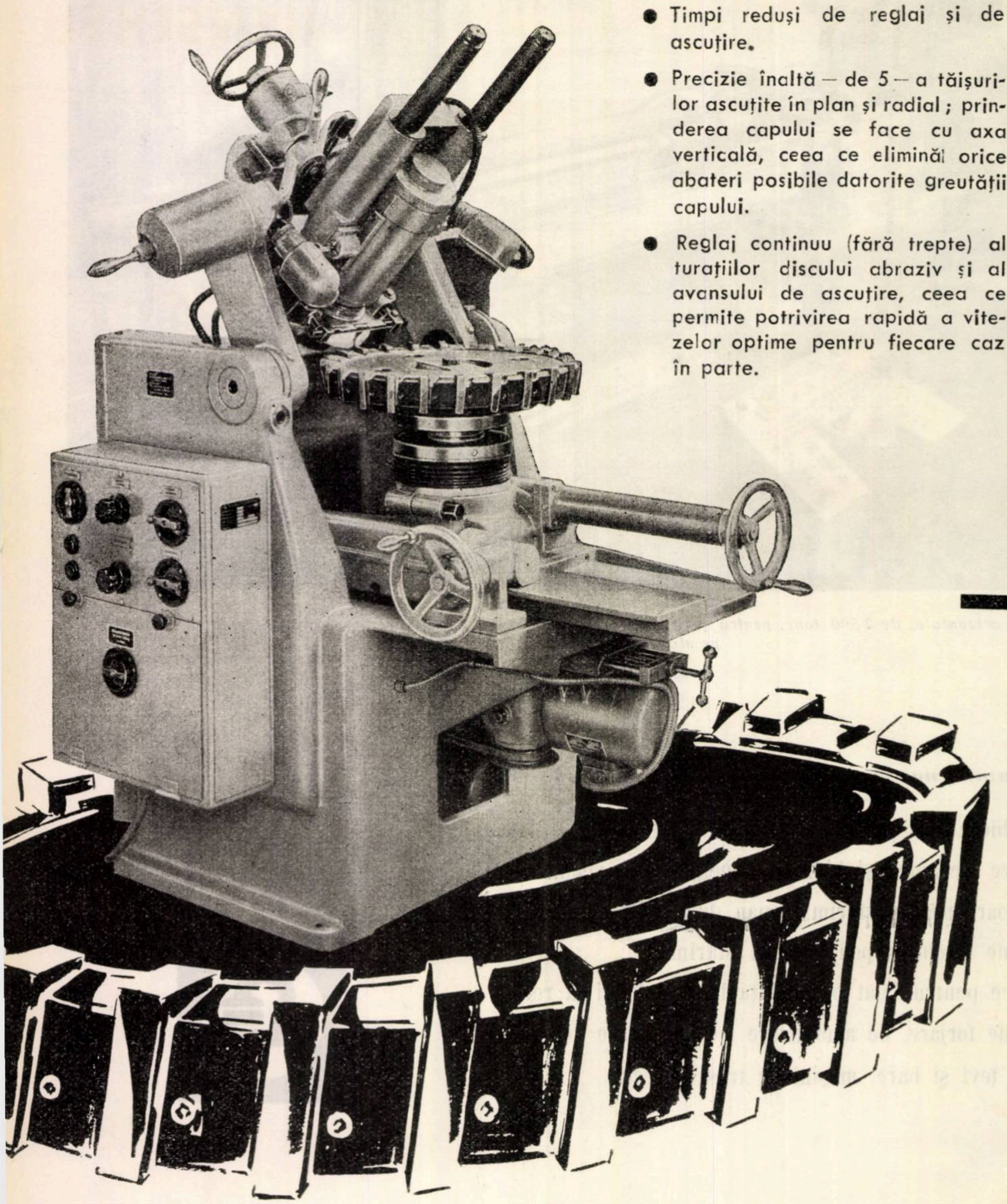
KAPP

MAȘINI DE ASCUȚIT CAPETE DE FREZARE MSJ

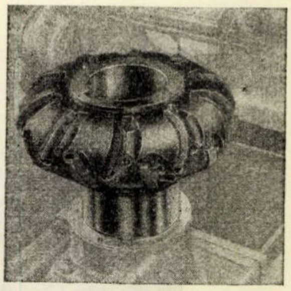
Licența Ingersoll USA

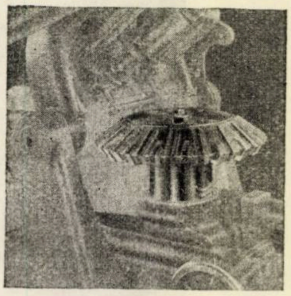
vă oferă:

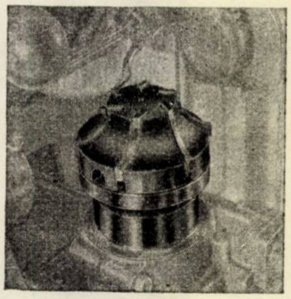
- Utilizare multilaterală: pot fi ascuțite capete de frezare de 50—80 mm diametru din aceeași prindere, pe tăișurile frontale, periferice și de racordare.
- Deservire simplă și ușor de urmărit, astfel că pot fi utilizați muncitori necalificați și femei.

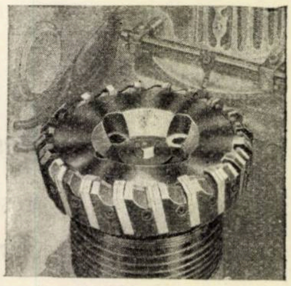


- Timpi reduși de reglaj și de ascuțire.
- Precizie înaltă — de 5 — a tăișurilor ascuțite în plan și radial; prinderea capului se face cu axa verticală, ceea ce elimină orice abateri posibile datorite greutății capului.
- Reglaj continuu (fără trepte) al turațiilor discului abraziv și al avansului de ascuțire, ceea ce permite potrivirea rapidă a vitezelor optime pentru fiecare caz în parte.









Cap de frezare de 250 mm diametru, cu 20 cuțite armate cu plăcuțe dure.

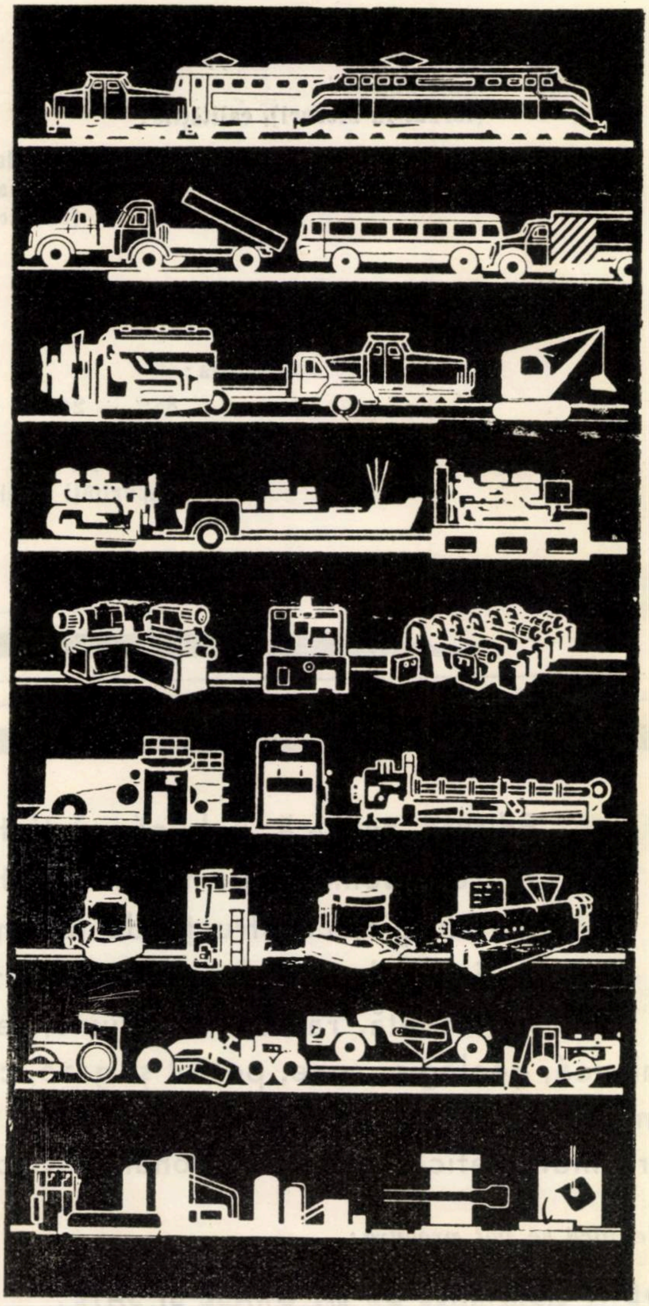
Timpul total de reglaj și de ascuțire este de 45 min.

MASCHINENFABRIK KAPP & CO., COBURG/Bay.

dient gern mit ausführlichem Prospektmaterial

HENSCHEL

Produsele multilaterale ale uzinelor HENSCHEL oferă inginerilor de pretutindeni condiţii optime pentru a pune în slujba progresului cunoştinţele lor tehnice şi a găsi mai repede şi mai raţional soluţiile problemelor interesante.



HENSCHEL

Livrează în toată lumea:

Locomotive
Camioane
Omnibuse şi autoutilitare
Maşini de construcţii rutiere
Motoare Diesel şi agregate Diesel
Maşini-unelte
Laminoare şi prese
Transmisii şi axe grele
Maşini pentru prelucrarea materialelor plastice
Generatoare rapide de abur
Aparatură şi instalaţii
Semifabricate turnate şi forjate

Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la HENSCHEL-WERKE — societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE
Aktiengesellschaft
Kassel
Bundesrepublik Deutschland

„METALIMPORT"

ÎNTREPRINDERE DE STAT PENTRU COMERŢ EXTERIOR
BUCUREŞTI — Bd. 6 MARTIE Nr. 42
TELEFON : 15.34.33; 13.68.42 — TELEX.: 257, 280.

Exportă:

1) — Pb (PLUMB TEHNIC)
Pb — 99,8%
2) — ZINC TEHNIC
(turnat în blocuri), calităţile:
a) Zn distilat — Zn 98.5%
b) Zn rafinat — Zn 99.99%
(termic)

3) — BRONZ CU STANIU
(turnat în blocuri)

compoziţia:
85% ± 2% Cu
6% ± 1% Sn
restul Zn
impurităţi admise max. 1,3%

MUNCITORI
TEHNICIENI
INGINERI —

Editura tehnică publică cărţi tehnice în următoarele domenii ale tehnicii şi ştiinţelor aplicate: metalurgie, construcţii de maşini şi utilaje, energetică, electrotehnică, automatică, electronică industrială, radio, televiziune, telecomunicaţii cu fir, chimie, industrie chimică, geologie, mine, petrol şi gaze, construcţii, materiale de construcţii, instalaţii, industria lemnului, industrie uşoară, industrie alimentară, transporturi, matematică, fizică, dicţionare-lexicoane, arhitectură.

Cărţile apărute în Editura tehnică se pot procura:

- DIN LIBRĂRIILE DE LA ORAŞE ŞI SATE;
- PRIN MAGAZINELE COOPERAŢIEI DE CONSUM;
- PRIN DIFUZORII DE CĂRŢI DIN ÎNTREPRINDERI ŞI INSTITUŢII;
- PRIN DIFUZORII DE CĂRŢI DIN COMUNE ŞI SATE.

PENTRU A CONTRIBUI LA ÎMBUNĂTĂŢIREA ACTIVITĂŢII EDITORIALE CU PRIVIRE LA LITERATURA TEHNICĂ, TRIMITEŢI OBSERVAŢIILE ŞI PROPUNERILE DVS. LA:

EDITURA TEHNICA

STR. ŞTIRBEI VODĂ Nr. 37
RAIONUL 16 FEBRUARIE

1883

Cumpărați cu încredere radioreceptorul

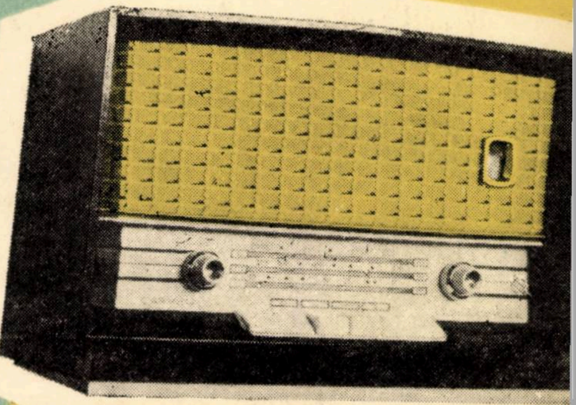
CARMEN

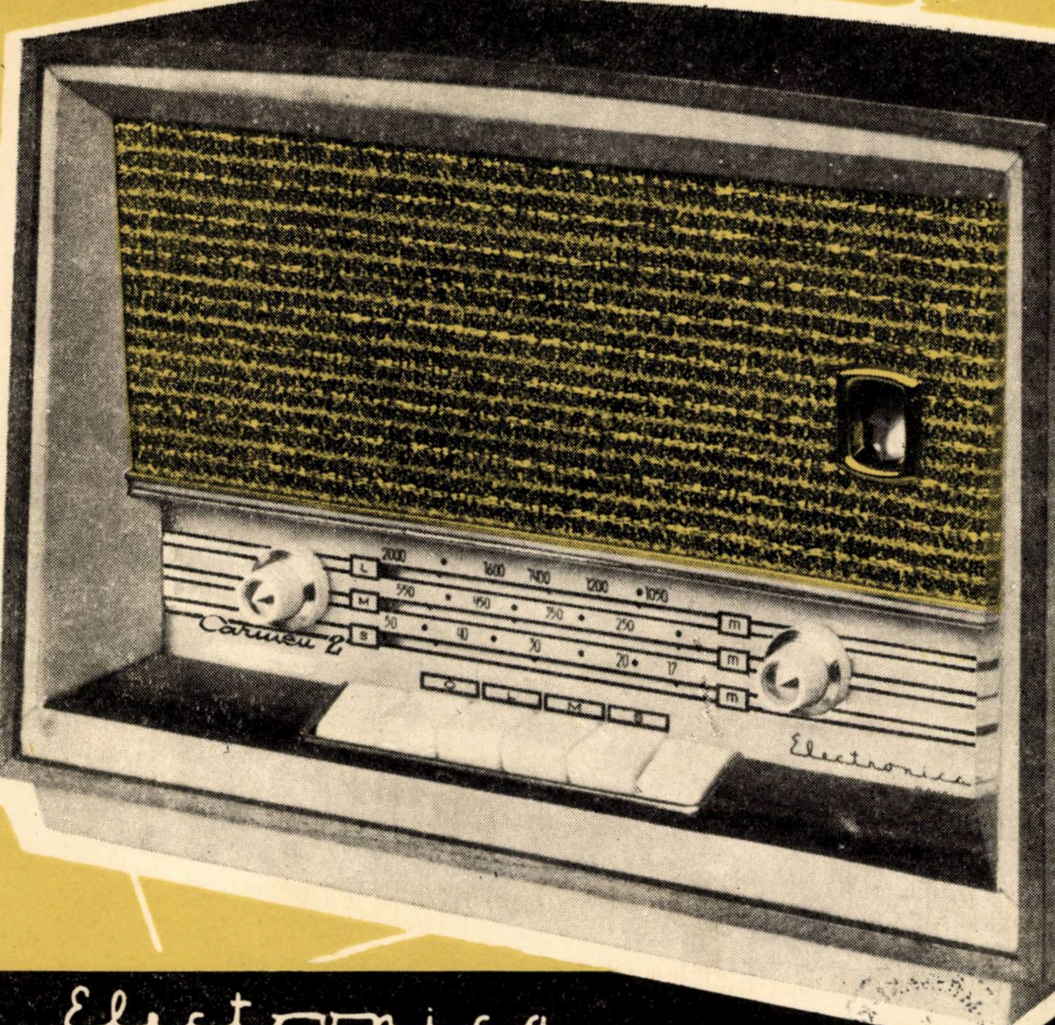
produs al uzinelor „Electronica“

Construit în două variante diferite ca mod de prezentare, pentru a vă da posibilitatea alegerii casetei după preferință.

- **3 + 2 tuburi electronice**
- **indicator optic de acord**
- **difuzor eliptic de 1 VA**

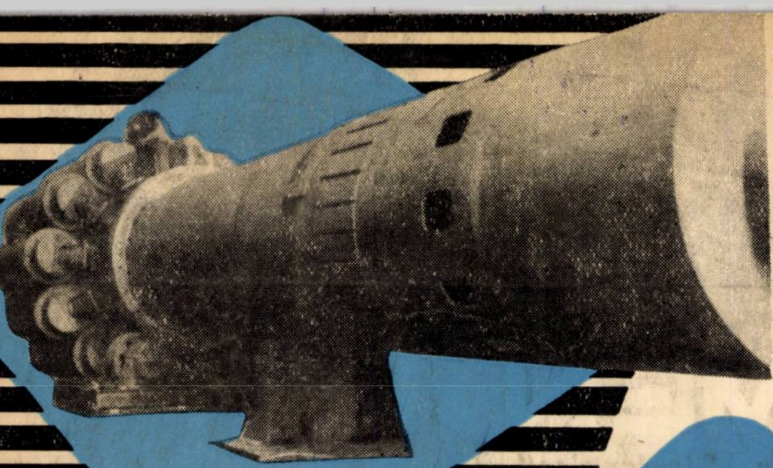
Performanțe excepționale pe toate lungimile de undă, sunet clar, dimensiuni reduse, (350 × 240 × 175 mm), preț convenabil.

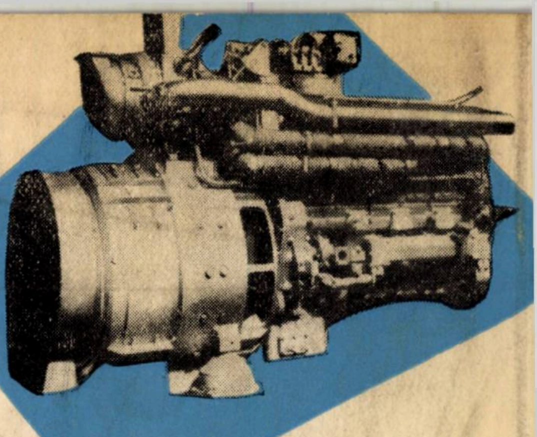


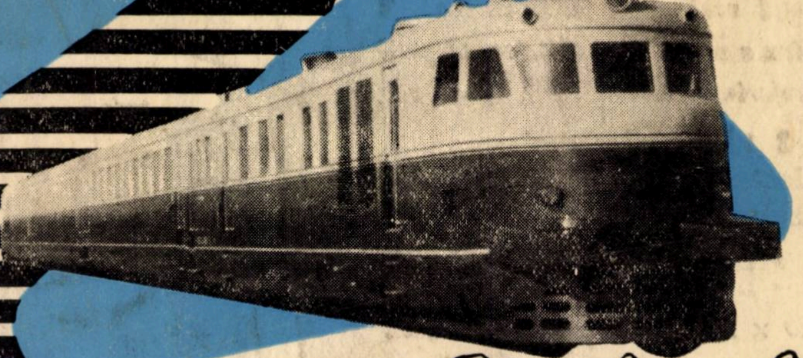

Carmen 2
Electronica
L
M
S
2000
1600
1400
1200
1050
550
450
350
250
50
40
30
20
17
m
m
m

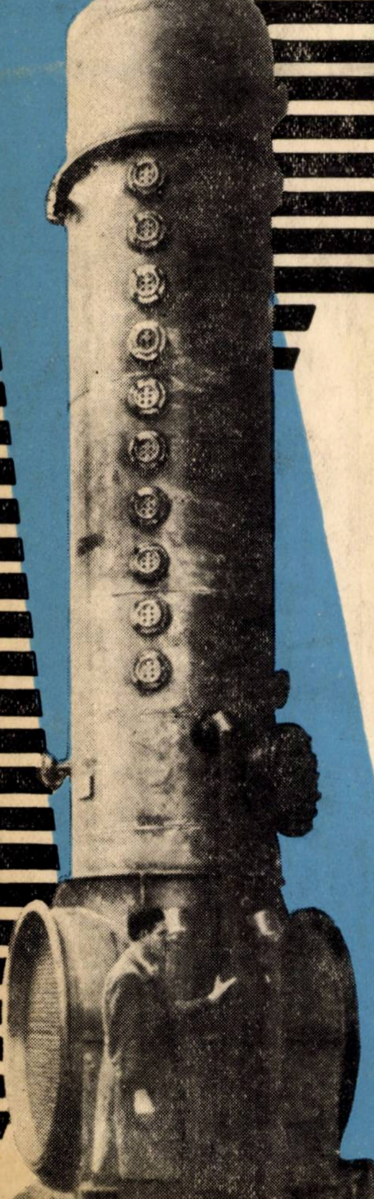
Electronica

NTREPRINDERE INDUSTRIALĂ DE STAT PENTRU PIESE ȘI APARATE DE RADIO, TELEVIZOARE ȘI ELECTRONICĂ









Uzinele

23 AUGUST

București

EXECUTĂ:

Agregate și aparataje pentru industria chimică,
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică,
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP,
Linii ciment de 800 și 1 200 t/zi,
Material rulant,
Locomotive de manevră pentru cale normală,
Locomotive de mină,
Automotoare de mare viteză și capacitate,
Vagoane cisternă de mare capacitate,
Vagoane speciale pentru siderurgie,
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant.

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucata,
Piese turnate din oțel manganos,
Piese turnate din fontă,
Piese forjate liber,
Piese matrițate,
Oțeluri aliate de construcții,
Oțeluri de scule aliate și rapide.

E 1431

R

REFERÁLVA

KAT

metalurgia şi construcţia de maşini

87

781

DIN CUPRINS :

V. CARDAŞ : Acţionarea pneumatică a conurilor de la furnalele nr. 1 şi 2 de la Reşiţa şi furnalul nr. 7 de la Hunedoara.

D. COSMA, ŞT. BAICU, A. KUNDACGIAN şi H. HUBERT : Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze.

P. ILIESCU, C. RIZESCU şi V. URSU : Observaţii pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiţi de la motoarele Diesel.

I. OPRESCU : Cu privire la teoria şi calculul maşinilor de formare prin aruncare.

L. BERA : Decaparea prin aplicarea pastelor chimice şi folosirea lor la uzinele „Independenţa"-Sibiu.

L. SOFRONI şi D. OLĂRESCU : Observaţii privind proprietăţile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu.

N. PELIGRAD şi V. ATANASIU : Contribuţii la acţionarea meselor rotative din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice.

I. BĂLĂNESCU : Toleranţele de montaj la căile de rulare pentru poduri rulante.

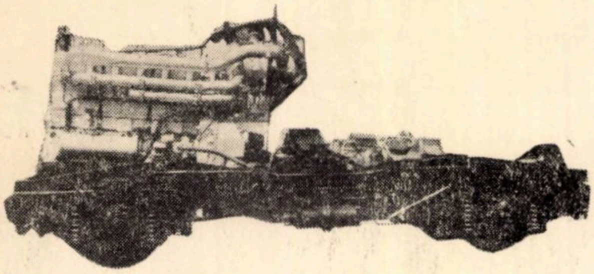
R. ŞEPTILICI : Asupra standardizării noilor filete metrice.

M. MANOLACHE : Comparaţii între sudarea manuală şi sudarea cu aparat special a bolţurilor şi prezoanelor.

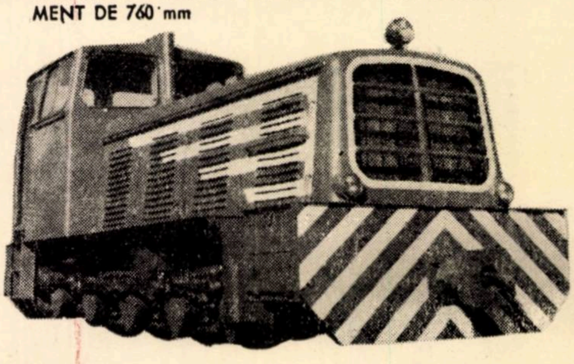
Metalurgia şi Construcţia de Maşini ★ Bucureşti ★ Anul XIV ★ Nr. 7 ★ iulie 1962

UZINELE 23 AUGUST
BUCURESTI execută

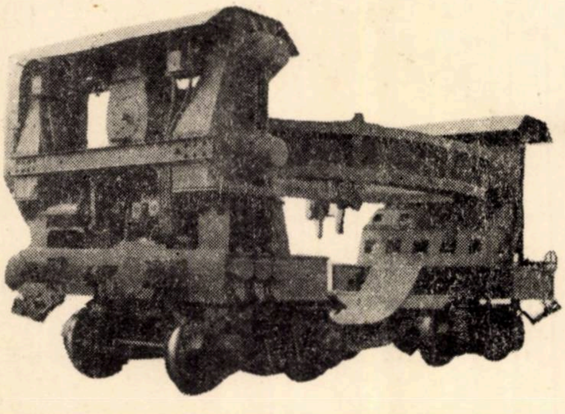
● BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



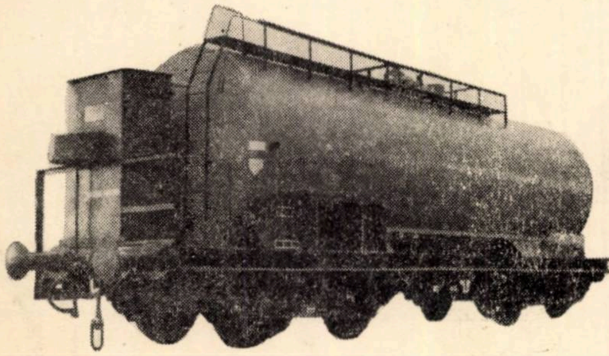
● LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm



● VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



● VAGON CISTERNĂ DE 50 t



Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ŞI OŢELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia şi construcţia de maşini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, IULIE 1962, Nr. 7

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669.162.214.2−85

Vlad Cardaş : **Acţionarea pneumatică a conurilor de la furnalele nr. 1 şi 2 de la Reşiţa şi furnalul nr. 7 de la Hunedoara**

Articolul cuprinde descrierea, calculele care au stat la baza proiectării, problemele constructive şi comportarea instalaţiei de acţionare a conurilor furnalelor de la Reşiţa şi Hunedoara.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 577—586*

CZ 669,14.018.45 : 621.438−253.5

Dante Cosma, Ştefania Baicu, Ardaş Kundacgian şi *Hilaa Hubert* : **Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze**

Se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate în vederea obţinerii unui oţel refractar feritic pentru paletele de turbină cu gaze cu microstructură şi proprietăţi mecanice comparabile cu ale unui oţel de referinţă. Sînt semnalate şi explicate cauzele principalelor defecte care survin în mod frecvent la elaborarea şi turnarea oţelurilor, precum şi măsurile care s-au luat pentru evitarea sau eliminarea lor. De asemenea, sînt indicate condiţiile de tratament termic, care să asigure materialului studiat proprietăţi optime de fluaj.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 586−593*

CZ 621.436−233.13.004.64

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu şi *Vasile Ursu* : **Observaţii pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiţi de la motoarele Diesel**

Se interpretează ruperile de arbori cotiti ai motoarelor Diesel de 120−220 CP de tipul MG pe baza cărora se trag concluzii asupra cauzelor ruperilor.

Metalurgia şi Constructia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 593−599*

CZ 621.744.48

Iulian Oprescu : **Cu privire la teoria şi calculul maşinilor de formare prin aruncare**

Se prezintă teoria generală a etapei cinematice a procesului de lucru al capului de aruncare, stabilindu-se relaţiile practice de calcul al principalelor caracterstici ale sale, analizîndu-se influenţa parametrilor procesului de lucru asupra unghiului de abatere de la verticală a direcţiei de aruncare şi asupra vitezei de aruncare.

Pe baza acestei teorii, se propune o metodă de calcul al capului de aruncare, care are ca premisă asigurarea dispersiei minime a jetului de formare, precum şi o metodă de reglare care să asigure stabilitatea în funcţionare a maşinilor. Se dau nomograme de calcul al capului de aruncare, care permit un calcul rapid şi comod.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 599−611*

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.794,025

Liviu Bera : **Decaparea prin aplicarea pastelor chimice şi folosirea lor la uzinele „Independenţa" — Sibiu**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 612−615*

CZ 669.35.71 :621.741.56

Laurenţiu Sofroni şi *Doina Olărescu* : **Observaţii privind proprietăţile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 615−618*

Construcţia de maşini

CZ 621.233.6−585.22

Nicolaie Peligrad şi *Valentin Atanasiu* : **Contribuţii la acţionarea meselor rotative din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice**

În această lucrare se studiază mai întîi problema necesarului de puteri şi momente pentru antrenarea mesei rotative. Se arată care sînt factorii care influenţează asupra mărimii puterilor consumate de masă şi se fac calcule care se compară cu valorile experimentale.

Cunoscînd cerinţele de puteri şi momente ale mesei rotative se arată în continuare modul de transmisie a acestora de la grupurile de forţă ale instalaţiei la masă prin intermediul transmisiilor hidrodinamice.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962)* nr. *7, pag. 619−635*

CZ 621.874.057 :621.751.1

Ion Bălănescu ; **Toleranţele de montaj la căile de rulare pentru poduri rulante**

Se propun toleranţe pentru montarea căilor de rulare pentru podurile rulante, justificîndu-se totodată şi alegerea parametrilor respectivi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 635−638*

CZ 621.882.082.1 :338.04

Raul Şeptilici : **Asupra standardizării noilor filete metrice**

Se expun problemele de standardizare legate de introducerea noilor filete metrice. Se analizează noile standarde pentru filete metrice precum şi diferitele aspecte referitoare la aplicarea acestor standarde.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 639−642*

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.882.626 :621.791.053.97.

Mircea Manolache : **Comparaţie între sudarea manuală şi sudarea cu aparat special a bolţurilor şi prezoanelor**

Se arată noul procedeu de sudare a bolţurilor şi prezoanelor aplicat la Şantierele Navale Galaţi, comparîndu-se acest procedeu cu cel de sudare cu electrozi înveliţi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 642−646*

Pentru tînărul inginer

CZ 669.94.041.57

Gheorghe Vasiliev şi *Radu Cunescu* : **Aplicarea teoriei efectului de contur la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 *(1962) nr. 7, pag. 646−653*

DOCUMENTARE 654−660
RECENZII 661−662
CRONICĂ 662−667
INFORMAŢII 668−669
REVISTA REVISTELOR 670−671

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing **M. Costescu** ; ing. **P .Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I .Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kafiikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manolic** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **4. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu** ; ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**

СОДЕРЖАНИЕ

Металлунгия

Влад Кардаш: **Пневматический привод загрузочных копусов доменных печей № 1 и 2 в Решице и № 7 в Хунедоаре.**

В статье приведено описание, расчеты, положенные в основу проектирования, а также рассматриваются конструктивные вопросы и поведение установки для привода загрузоаных копусов доменных печей в Хунедоаре ив Решице.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7, стр. 577—586

С. Косма, Ш. Байку, А. Кундакджиан и *Х. Хуберт*: **К вопросу производства ферритомартенситой огнеупорной стали для газотурбинных лопастей.**

Приводятся результаты исследований, проведенных с целью получения ферритной огнеупорной стали, необходимой для изготовления газотурбинных лопастей, обладающей микроструктурой и механическими свойствами, сопоставимыми с таковыми для эталонной стали. Отмечаются и поясняются причины основных дефектов, встречаюмых довольно часто при производстве и отличвке стали, а также меры принятые для их предунреждения или устранения. Далее указываются условия термической обработки, обеспечивающие рассматриваемому материалу оптимальные свойству получести.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini. *14* (1962) № 7, стр. 586—593

Памфил Илиеску, К. Ризеску и *ВасилеУрсу*: **Замечания по изломе установости ряда коленчатых валов дизельных двигателей.**

Анализируется изломы коленчатых валов дизельных двигателей в 120—220 л.с. типа М.Г., в связи с чем выводятся заключения относительно вызывающих их причин.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 7, стр. 593—599

Юлиан Опреску: **О теории и расчете пескометов**

Освещается общая теория кинематической фазы рабочего процесса струйного сопла, причем устанавливаются практические расчетные соображение его основной характеристики и анализируется влияние параметров рабочего процесса на угол отклонения от вертикали формировочного сутри на ее скорость.

На основании этой теории предлагается методика расчета струйного сопла, обеспечивающего наименьшую дисперсию формовочной струи, а также регулировочный метод, дающий возможность обеспечить устойчивую работу машин. Даются номограммы для быстрого и удобного расчета струйного сопла.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7, стр. 599—611

Для молодого инженера

Ливиу Бера: **Декапирование химической пастой и его применение на заводе „ИНДЕПЕНДЕНЦА", Сибиу.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7, стр. 612—615

Лауренциу Софрони и *Дойна Олэреску*: **Замечания по литейным свойства алюминиевой бронзы.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7, стр. 615—618

Машиностроение

Никулае Пелиград и Валентин Атанасиу: **К вопросу привода роторов буровых установок с помощью гидродинамической передачи.**

В статье сначала рассматривается вопрос требуемой мощности и момента для вращения роторного стола. Приводятся факторы, влиягоющие сна величину расходуемой ротором мощности и производится расхчет в сопоставлении с экспериментальными значениями.

После расчета требуемой мощности и момента далее описывается способ их передачи с силовых агрегатов буровой установки с помощью гидродинамических трансмиссий.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7, стр. 619—635

Ион Бэлэнеску: **Монтажные допуски для катального хода мостовых кранов.**

Предлагаются допуски для монтажа катального хода мостовых кранов, причем дается обоснование выбора соответствующих параметров

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 7 стр. 635—638

Рауль Шептилич: **О стандартизации новой метрической разьбы.**

Освещаются вопросы стандартизации, связанные с внедрением новой метрической резбы. Анализируются новые стадарты для метрической резьбы, а также различные аспекты применения этих стандардов.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 7, стр. 639—642

Из опыта предприятийи лабораторий

Мирча Манолаке: **Сопоставление ручной сварки болтов и штифтов со сваркой специальным аппаратом.**

Освещается новый способ сварки болтов и штифтов, применяемый на Галацком судоремнтном предприятии. При этом проводится сопоставление нового способа со сваркой с помощью обмазанных электродов.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 7, стр. 642—646

Из опыта предприятийи лабораторий

Георге Васильев и Раду Кунеску: **Применение теории контурного эффекта при расчете сопротивления вращательных печей.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) № 7, стр. 646—653

ДОКУМЕНТАЦИЯ	654—660
РЕЦЕНЗИИ	661—662
ХРОНИКА	662—667
ИНФОРМАЦИИ	668—669
ОБЗОР ЖУРНАЛОВ	670—671

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Vlad Cardaş : **Die pneumatische Steuerung der Einschüttöfungen bei den Hochöfen N. 1 und N. 2 in Reschitza und N. 7 in Hunedoara.**

Der Aufsatz enthält die Beschreibung, die Projektierungsberechnungen, die Konstruktionsfragen und das Verhalten der Steuerungsanlage der Einschüttöfungen bei den Hochöfen in Reschitza und Hunedoara.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 577–586

Dante Cosma, Ştefania Baicu, Ardaş Kundacgian und Hilda Hubert : **Beiträge zur Herstellung eines Ferrit-Martensit-Stahls für die Gasturbinenschaufeln.**

Es werden die Ergebnisse der Forschungen hinsichtlich der Herstellung eines wärmebeständigen Ferritstahls für die Gasturbinen Schaufeln dargelegt, dessen Mikrostruktur und mechanischen Eigenschaften mit denen eines Vergleichstahls gleichwertig ist.

Die verfasser unterstreichen und erklären die wichtigsten Schäden die öfters bei der Ausarbeitung und dem Giessen der Stähle eintreten wie auch die Massnahmen zu ihrer Vorbeugung und Ausschaltung.

Ferner werden die Bedingungen der thermischen Behandlung angeführt die dem untersuchten Stoff die optimalen Fluage Bedigungen gewährleisten.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 586–593

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu und *Vasile Ursu* : **Bemerkungen zum Bruch durch Ermüdung der Kurbelwellen bei Dieselmotoren.**

Der Bruch der Kurbelwellen bei 120–220 PS Dieselmotoren vom Typ MG wird analysiert und daraus Schlussfolgerungen auf die Ursachen des Bruchs gazogen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 593–599

Iulian Oprescu : **Uber die Theorie und Berechnung der Sand-Schleuderformmaschinen.**

Es wird die allegemeine Theorie der Kinematik Etappe des Arbeitsprozes des Sand-Schleuderkopfes dargelegt und die praktischen Berechnungsverhältnisse seiner wichtigsten Kenndaten festgelegt. Gleichzeitig wird der Einfluss der Parameter des Arbeitsprozesses auf den Abweichungswinkel von der Vertikalen der Schleuderrichtung so wohl wie der Schleudergeschwindigkeit untersucht.

Auf Grund dieser Theorie wird ein Berechungsverfahren des Sand-Schleuder kopfes vorgeschlangen, das eine minimale Streung des Sandstrahles gewährleistet, wie auch ein Regelverfahren, das die Betriebsstabilität der Maschinen sichern soll. Der Aufsatz enthält Berechnungsnomogramme des Sand-Schleuder kopfes, die ein rasches und bequemes Rechnen gestatten.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 599–611

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Liviu Bera : **Das Beizen durch Auftragen von chemischen Pasten und dessen Anwendung in den „Independenţa" – Werke aus Herrmannstadt.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 612–615

Laurenţiu Sofroni und *Doina Olărescu* : **Betrachtungen im Zussammenhang mit den Gisseigenschaften der Aluminiumbronzen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 615–618

Maschinenbau

Nicolaie Peligrad und *Valentin Atanasiu* : **Beiträge zum Antrieb der Bohrtische durch Flüssigkeitsgetriebe.**

Im Aufsatz wird zunächst das Problem der notwendigen Kräfte und Drehmomente für den Antrieb des Bohrtisches behandelt. Es werden die Faktoren angeführt, die die Grösse der an den Bohrtischen verbrauchten Kraft beeinflussen, und Berechungen aufgestellt die mit den Versuchsergebnissen verglichen werden.

Von den bekannten Erfordenissen an Kräfte und Drehmomenten des Bohrtisches ausgehend, wird die Übertragung der Energie von der Kraftalage zum Bohrtisch durch Flüssigkeitsgetriebe beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 619–635

Ion Bălănescu : **Studium der Montagetoleranzen bei den Rollenstrecben an den Rollenbrücken.**

Es werden Toleranzen für die Montage der Fahrgleise der Kranbrücken vorgeschlagen und gleichzeitig die Wahl der entsprechenden Kennwerte rechtfertigt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), H. 7, S. 635–638

Raul Septilici- **Uber die Standardisierung der neuen metrischen Gewinde.**

Es werden die Standardisierungsfragen im Zusammenhang mit der Einführung der neuen metrischen Gewinde dargelegt. Ferner werden die neuen Standarde für die metrischen Gewinde und die verschiedenen Arten ihrer Anwendung untersucht.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 639–642

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Mircea Manolache- **Vergleiche zwischen dem Handschweissen und dem Schweissen mit Spezialapparaten der Bolzen und der Stiftschrauben.**

Der Verfasser beschreibt ein neues Schweissverfahren für Blozen und Stiftschrauben, das in der Galazer Schifwerft angewandt wurde.

Es wird ein Vergleich zwischen diesem Verfahren und dem Schweissen mit Mantel-Elektroden gezogen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 642–646

Für den Jungingenieur

Gheorghi Vasiliev und *Radu Cunescu*- **Die Anwendung der Theorie des Umriss – Effekts bei der Widerstandsberechnung der Drehöfen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 7, S. 646–653

DOKUMENTATION 654–660

BUCHBESPRECHUNGEN 661–662

NACHRICHTEN 662–667

BERICHTE 668–669

ZEITSCHRIFTENSCHAU 670–671

Metalurgia

CZ 669.162.214.2-85

Acţionarea pneumatică a conurilor de la furnalele nr. 1 şi 2 de la Reşiţa şi furnalul nr. 7 de la Hunedoara

Ing. VLAD CARDAŞ
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

Conurile au rolul de a închide furnalul şi în oarecare măsură de a distribui materia primă solidă la gîtul furnalelor înalte, iar acţionarea lor se face în cele mai diverse moduri.

Soluţionarea acţionării conurilor este foarte diferită, chiar şi la furnalele moderne, fiind în funcţie de capacităţile furnalelor, experienţa acumulată şi considerentele economice.

În mare, soluţiile posibile pot fi grupate astfel :

— din punct de vedere al sursei de lucru mecanic pentru acţionare : acţionare electrică cu troliu mecanic ; acţionare hidraulică ; acţionare pneumatică (cu abur, cu aer) ;

— din punct de vedere cinematic : cu balansieri ; cu molete ;

— din punct de vedere al transmisiei mişcării : cu deschidere liberă a conurilor (coborîre prin greutate proprie) ; cu deschidere forţată a conurilor (coborîre prin împingere) ;

— din punct de vedere al amplasării instalaţiei de acţionare : la baza furnalului ; la gîtul furnalului.

Dintre furnalele existente în ţară, o mare parte au instalaţii de închidere cu un con (încărcare cu chiblă). Atît cele cu un con, cît şi cele cu două conuri sînt acţionate electric, cu trolii mecanice, de regulă din import şi costisitoare în exploatare. Toate instalaţiile sînt cu deschidere forţată a conurilor. În U.R.S.S., majoritatea acţionării conurilor se face electric, cu trolii, fiind urmate de acţionările hidraulice şi apoi de cele pneumatice.

Totuşi acţionările pneumatice au dat rezultate bune la furnalele cu capacitatea mai mică de 1 000 m^3.

În S.U.A., conform unei situaţii din 1959, dintre ultimele 16 furnale construite, 15 au acţionări pneumatice ale conurilor.

În vederea stabilirii soluţiei optime de acţionare a conurilor, pentru secţiile de furnale de la Reşiţa şi Hunedoara, s-a pornit de la următoarele date de bază : se poate dispune de debitul continuu şi constant de aer de la maşinile suflante ; furnalul funcţionează cu presiune ridicată la gît (minimum 0,7 at) ; există posibilitatea declanşării de explozii în spaţiul dintre conuri ; la gîtul furnalului sînt condiţii improprii pentru staţionare, existînd pericol de intoxicare cu gaze nocive ; dispozitivul de închidere de la gîtul furnalului se compune dintr-un sistem de două conuri şi pîlniile respective.

Alte valori caracteristice ale furnalului ce se referă la statica şi cinematica conurilor sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

	700 m^3 Reşiţa		1 000 m^3 Hunedoara	
	con mare	con mic	con mare	con mic
Diametrul conului, mm	3 600	1 500	4 500	2 000
Cursa conului, mm	750	900	750	900
Durata de deschidere a conului, s	7	7	7	7
Pauza cu conul deschis, s	2	2	2	2
Durata de închidere a conului, s	9	7	9	7
Sarcina maximă pe con, kg	33 000	9 500	50 000	14 000
Presiunea sub con, at	0,7	—	1,3	—
Forţa de prestrîngere con, kg	3 000	1 000	4 000	1 800
Presiunea minimă între conuri, at	0,5		0,5	
Presiunea aerului de alimentare, at	1,2		1,5	

Avînd în vedere datele de bază indicate mai sus, s-a ales soluţia acţionării pneumatice cu aer de la suflante cu balansieri, cu deschidere liberă a conurilor, amplasată la baza furnalului. Avantajele pe care le prezintă soluţia aleasă sînt în principal următoarele : prin folosirea aerului sub presiune de la suflante se elimină dezavantajele existenţei unei puteri instalate (motoare electrice sau electropompe special destinate acţionării conurilor), exploatînd în acelaşi timp o mică parte din energia ieftină a aerului ; instalaţia are un număr redus de piese şi este mai puţin costisitoare decît alte soluţii de acţionare ; viteza de mişcare și efortul de apăsare al conurilor pe pîlnie se pot regla ușor; prin elasticitatea sistemului se elimină posibilitatea de avarie, în cazul producerii de explozii între conuri; întreținere ușoară și funcționare lină cu posibilități de amortizare la capete de cursă.

Verificarea acestor avantaje s-a făcut în întregime în exploatarea furnalelor de 700 m³ de la Reșița.

Notațiile folosite în calcul

l, *B b*, — lungimi; *c*, *x* — curse; *S*, *s*, *A* — suprafețe; *V*, ΔV (creștere de) — volume; *t*, Δt (creștere de) — timp; *G*, ΔG (creștere de), γ (specifică), *F*, *f*, (de frecare); *P*(prestrîngere) — greutățile, forțe; *M*, *m* (specifică) — mase; *T*, T_0 (absolută) — temperaturi; *v* — viteze; *a*, *g* (gravitații) — accelerații; *D*, ΔD (creștere de) — debit; *p* — presiune; *L*, E_c, h_r, *Z* — lucru mecanic, energie cinetică, pierdere de sarcină, energie potențială.

Coeficienți:

ω, ω_1 — de reducere a secțiunii; ξ — de pierdere de sarcină; *f* — coeficient de viteză, funcție de; *K* — coeficient de debit; Δ — creștere; *k* — coeficient adiabatic; *e* — baza logaritmilor naturali.

Indici:

$'$ — spațiu sub presiune (admisia); $''$ — spațiu de legătură cu evacuarea; $_0$ — inițial; $_m$ — mediu; $_f$ — frînare; $_c$ — con; $_{cil}$ — cilindru; $_{cg}$ — contragreutate, centru de greutate; — suflanta; $_{red}$ — redus.

Determinarea și controlarea fenomenelor aerodinamice din cavitățile cilindrilor pneumatici ai instalației proiectate reprezintă mijlocul de a stăpîni cinematica sistemului. Întrucît un calcul matematic și fizic, riguros exact, ar fi necesitat speculații deosebit de laborioase, cele stabilite pentru dimensionarea instalației s-au făcut ca urmare a unor calcule simplificate, menite a da numai ordinul de mărime, urmînd ca reglarea și definitivarea elementelor în cauză — diafragmele de strangulare — să se facă cu ocazia probelor, prin încercări succesive.

În general, interioarele cilindrilor pneumatici cu piston trebuie privite ca rezervoare de capacitate constantă sau variabilă, în funcție de fazele de lucru ale mecanismului. În procesul de lucru se întîlnesc cazurile refulării aerului prin orificii și admisiei aerului în spațiul respectiv. Suprafața secțiunii de trecere a aerului — diafragma — este constantă. Mișcarea pistonului în cilindru depinde de variația de volum a spațiilor interioare ale cilindrului, deci de viteza de refulare a aerului prin orificii.

Pierderile de energie ale gazului, datorită frecărilor interne, sînt în funcție de vitezele de scurgere.

Conform ecuației continuității, a lui D. Bernoulli:

$$Z + \frac{p}{\gamma} + \frac{v^2}{2g} = \text{const.} = 0, \qquad (1)$$

în care $Z = 0$ în cazul studiat;
la trecerea prin orificii (fig. 1) se mai adaugă termenul

$$h_r = \xi \frac{v^2}{2g}.$$

Fiind vorba de un fluid real, conform legii de evoluție a gazului $p = f(\gamma)$, deci înlocuind:

$$\frac{v^2}{2g} + \int_{p''}^{p_0} \frac{dp}{\gamma} + \xi \frac{v^2}{2g} = 0,$$

de unde:

$$v = \frac{1}{\sqrt{1+\xi}} \sqrt{2g \int_{p_0}^{p''} \frac{dp}{\gamma}} \qquad (2)$$

în care: $\frac{1}{\sqrt{1+\xi}} = \varphi =$ coeficient de viteză.

Rezolvînd:

$$2g \int_{p_0}^{p''} \frac{dp}{\gamma} = \frac{2g}{\gamma}(p'' - p_0) = \frac{2\frac{G}{M}}{\frac{G}{V}}(p'' - p_0) =$$

$$= 2\frac{V}{M}(p'' - p_0) = 2\frac{p'' - p_0}{m}$$

și

$$v = \varphi \sqrt{2\frac{p'' - p_0}{m}}. \qquad (3)$$

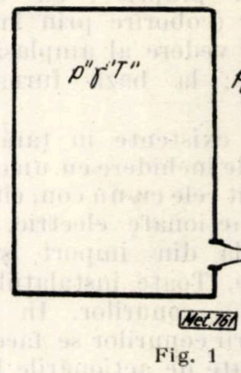


Fig. 1

Debitul evacuat este (fig. 1):

$$D = \omega . s . v.$$

$$D = \omega . s . \varphi \sqrt{2\frac{p'' - p_0}{m}} \quad \text{notînd } k = \omega \times \varphi$$

$$D = K \times s \sqrt{2\frac{p'' - p_0}{m}}, \qquad (4)$$

în care $K = 0{,}6$ — ales;

$$m = \frac{1{,}2928}{981 \times 10^6} \text{ kgs}^2/\text{cm}.$$

În cazul mecanismelor pneumatice, mișcarea pistonului în cilindru este rezultatul creșterii presiunii în camera de admisie pînă la o mărime suficientă. Considerînd forța constantă din acest moment, mișcarea are loc la presiune stabilizată, ca o consecință a variației de volum a camerei de admisie și a celei de refulare.

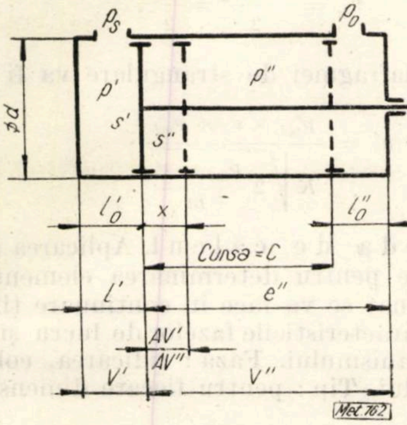


Fig. 2

În prealabil se stabilește legea de variație a presiunii funcție de modificarea de volum (fig. 2), pentru o deplasare a pistonului pe distanța x.

Greutatea aerului $G = \varphi\ (v, \gamma)$, cu notațiile din figura 2;

$$G' = (l' + x)S' \times \gamma' \qquad (5)$$

$$G'' = (l'' - x)\ S'' \times \gamma'' \qquad (6)$$

în care:

$$S'' = \omega_1\ S';$$

pentru a ține seama de tijă

$$\omega_1 = \frac{S''}{S'}\left(1 - \frac{d_1}{d}\right)^2.$$

Creșterea greutății mai poate fi exprimată prin debitul de masă.

$$\Delta\, G' = Q'\ \Delta\, t = (l' + x)\cdot S' \cdot \Delta\gamma' + S' \cdot \Delta\, x \cdot \gamma'$$

$$\Delta G'' = -Q''\,\Delta t = (l'' - x)\, S'' \cdot \Delta\,\gamma'' - S'' \times \Delta x \times \gamma''$$

S-a arătat că $p = \varphi(\gamma)$.

Cu această înlocuire și neglijînd creșterile de ordin superior se obține:

$$\left|\begin{array}{l} Q'\,\Delta t = V'\,\Delta p + \Delta V' p' \\ -\,Q''\,\Delta t = V''\,\Delta p'' - \Delta V'' p'' \end{array}\right.$$

$$\Delta\, p' = \frac{Q'\,\Delta t - \Delta\, V' p'}{V'} = \frac{Q' - \dfrac{\Delta\, V'}{\Delta t} p'}{V'}\ \Delta t =$$

$$= \frac{Ks' \sqrt{2\,\dfrac{p_s - p'}{m}} - p's'v}{V'}\ \Delta\, t$$

$$\Delta p' = \frac{-p'\,s'\,v + Ks' \sqrt{2\,\dfrac{p_s - p'}{m}}}{V'}\ \Delta t$$

și similar

$$\Delta p'' = \frac{p''\,s''\,v - Ks'' \sqrt{2\,\dfrac{p'' - p_0}{m}}}{V''} = \Delta t\,.$$

S-a arătat că atunci cînd pistonul s-a pus în mișcare $\Delta\, p = 0$,
deci

$$-\,p'\,s'\,v + K\,s' \sqrt{2\,\frac{p_s - p'}{m}} = 0 \qquad (7)$$

$$p''\,s''\,v - Ks'' \sqrt{2\,\frac{p'' - p_0}{m}} = 0 \qquad (8)$$

sau

$$s' = \frac{p'S''v}{K \sqrt{2\,\dfrac{p_s - p'}{m}}} \qquad (9)$$

$$s'' = \frac{p''\,S''\,v}{K \sqrt{2\,\dfrac{p'' - p_0}{m}}}. \qquad (10)$$

Cu relațiile (9) și (10) se determină valorile suprafețelor diafragmelor de strangulare, în care p' și p'' urmează a fi determinate.

S-au prezentat mai sus elementele teoretice generale, iar în continuare se prezintă calculele pentru elementele caracteristice tipului instalației pneumatice, în cazurile particulare studiate.

a) Determinarea valorilor lui p' și p''. Considerîndu-se mai întîi cilindrul pneumatic al instalației în cazul unei mișcări generale (oarecare), de exemplu o mișcare accelerată, cu notațiile din figura 3, se obține:

$$F + Ap' - \omega_1\, Ap'' - Ma = 0\,;\ A = s'\,;\ \omega_1 A = S'' \qquad (11)$$

$$F + S'\,p' - S''\,p'' = Ma$$

$$a = \frac{F + S'\,p' - S''\,p''}{M}.$$

Considerînd mișcarea mecanismului studiat uniformă:

$$v = \text{const.}\,;\ a = 0,\ \text{deci}$$

$$F + S'\,p' - S''\,p'' = 0 \qquad (12)$$

se mai admite că

$$\frac{p' + p''}{2} = \frac{p_0 + p_s}{2}. \qquad (13)$$

Sistemele (12) și (13) determină pe p' și p''.

b) Determinarea valorii lui v. Se consideră $v = 1{,}1\ v_m$ pe parcursul mișcării, pentru a avea rezerva necesară mişcării uniform încetinite, de frînare, la capete de cursă.

$$v_m = \frac{C_c}{t}. \qquad (14)$$

c) Frînarea. Încetinirea mişcării, pînă la $v = 0$, se realizează pe baza consumării energiei cinetice a cilindrului în mişcare, de către lucrul mecanic de comprimare a aerului de la V' la V'_0.

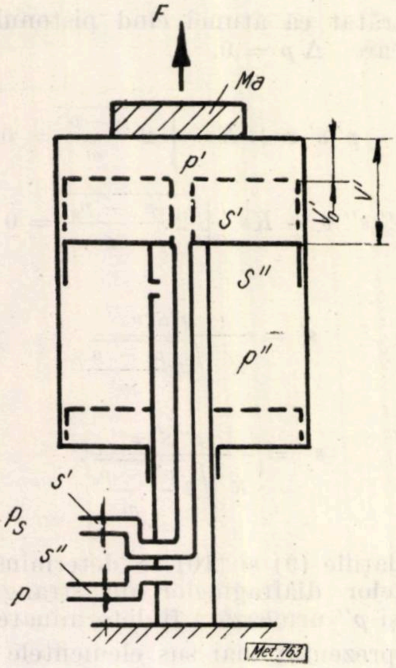


Fig. 3

Compresibilitatea gazelor respectă legea Boyle-Mariotte;

$$\frac{V'_0}{V'} = \frac{p'}{p'_0} \text{ din care } p'_0 = \frac{p'V'}{V'_0}, \qquad (15)$$

în care p' şi V'_0 se pot impune.

Lucrul mecanic de deformaţie al volumului V' în V'_0 se poate scrie:

$$L = \int_{V'_0}^{V'} p\, d\, V \text{ dar } pV = c \text{ şi } p = \frac{c}{V},$$

$$\text{deci } L = C\int_{V'_0}^{V'} \frac{dV}{V} = c\,(\ln V' - \ln V'_0) = \ln V' - \ln V'_0.$$

Energia cinetică a cilindrului $= \frac{1}{2} Mv^2$.

$$L = \ln\left(\frac{V'}{V'_0}\right) = \frac{1}{2} M\, v^2 \text{ deci}$$

$$V' = V'_0\, e^{\frac{Mv^2}{2}}, \qquad (16)$$

relaţie cu care se poate determina valoarea spaţiului de frînare.

Considerînd $p'_{mf} = \frac{p'_0 + p'}{2}$ şi

$$v_m = \frac{v + v_0}{2} = \frac{v}{2},$$

suprafaţa diafragmei de strangulare va fi:

$$s' = \frac{p'_{mf} \times s' \times v_{mf}}{K\sqrt{2\,\frac{p'_{mf} - p_0}{m}}}. \qquad (17)$$

d) Metoda de calcul. Aplicarea relaţiilor deduse pentru determinarea elementelor de dimensionat se va face în continuare ţinînd seama de caracteristicile fazelor de lucru şi ale tipului mecanismului. Faza: ridicarea, coborîrea cilindrului. Tip: pentru fiecare dimensiune de cilindru.

Instalaţia se compune din (fig. 4 şi fig. 5): suspensia conurilor, de la gîtul furnalului pînă la balansieri; mecanismul balansierilor amplasat pe platforma superioară a furnalului; legătura de cabluri dintre balansieri şi cilindrii pneumatici, precum şi moletele de ghidare a cablurilor amplasate pe o platformă sprijinită pe grinda schipului; agregatul pneumatic de acţionare cu aparatajul de alimentare şi comandă amplasat în casa troliilor.

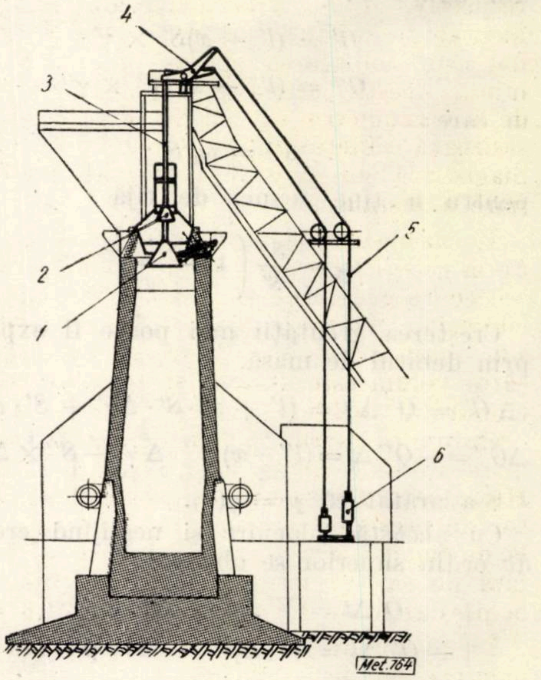


Fig. 4. Instalaţie pneumatică pentru acţionarea conurilor; 1 – con mare; 2 – con mic; 3 – suspensia conurilor; 4 – mecanismul balansierelor; 5 – legătura de cabluri; 6 – agregatul pneumatic.

Din examinarea figurii 5 în care se arată o reprezentare axonometrică a instalaţiei, se remarcă următoarele: conul mare este acționat de cilindrul mare al agregatului pneumatic prin intermediul a doi balansieri simetrici; conul mic este acționat de cilindrul mic al agregatului pneumatic prin intermediul unui balansier central.

Aplicarea conului pe pîlnia de la gîtul furnalului se face cu prestrîngere, necesară etanșării închiderii. Echilibrarea greutății proprii a conului și prestrîngerea sînt realizate de către greutatea cilindrului respectiv inclusiv contragreutățile în plus necesare care se deplasează, pistonul fiind fix. Încărcătura de pe con este echilibrată de presiunea din cilindru.

Mișcările cilindrului sînt comandate în cadrul sistemului automat de încărcare a furnalului.

În schema agregatului pneumatic (fig. 6) este prezentată intalația pentru două furnale.

Pentru a cuprinde toate situațiile posibile sînt reprezentați doi cilindri în poziția con închis, unul în curs de ridicare, unul în curs de coborîre. Funcționarea celor patru cilindri este identică.

Fiecare agregat pneumatic este alimentat de suflanta furnalului respectiv, putînd fi la nevoie alimentat de suflanta celuilalt furnal prin comutarea electroventilului. Acesta primește impulsul de la manometrul cu contact care sesizează căderea de presiune în magistrală sub presiunea normală de funcționare a instalației.

În caz accidental, agregatul poate fi alimentat de la rețeaua de aer comprimat de 6 at.

Deoarece debitul de aer necesar manevrării cilindrilor nu poate fi asigurat de compresor, s-a dotat instalația cu rezervor tampon, al cărui volum este aproximativ același cu cel al cilindrului mare (2 m^3).

Presiunea aerului de la suflante variază între 1,3–1,8 at la Reșița și 1,6–2,8 at la Hunedoara. Din acest motiv s-a inclus un reductor de presiune care asigură o presiune normală de funcționare de respectiv 1,2 at și 1,5 at, față de care ventilele de siguranță sînt reglate la presiunile de 1,3 at și respectiv 1,6 at.

În continuare, de-a lungul traseului de alimentare cu aer, este amplasat distribuitorul acționat de un aparat Eldro. S-a ales poziția conului închis corespunzătoare Eldroului fără tensiune, pentru care ventilul cu 2×3 căi este astfel comutat încît aerul sub presiune este admis pe fața inferioară a pistonului și refulat din spațiul de contrapresiune de pe fața superioară a pistonului. Cînd Eldroul este sub tensiune, situația se inversează. Realizarea valorii curselor cilindrului în ridicare și coborîre se face astfel:

— Cursa de coborîre a cilindrului, respectiv de ridicare a conului, este limitată prin con-

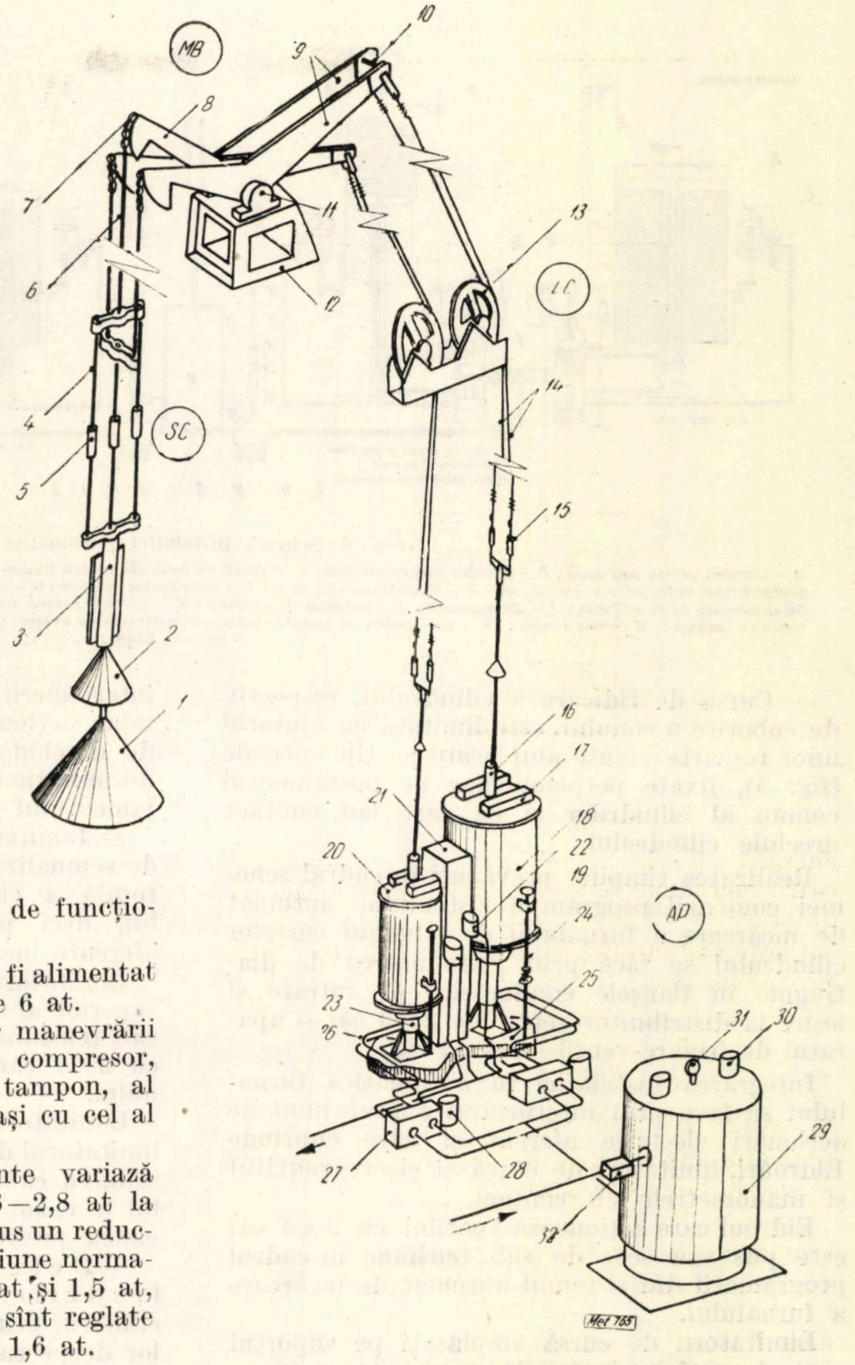


Fig. 5. Instalația pneumatică de acționare a conurilor — schema axonometrică:

SC – suspensia conurilor; *MB* – mecanismul balansierilor; *LC* – legătura de cabluri; *AP* – agregatul pneumatic; *1* – con mare; *2* – con mic; *3* – tija tubulară con mic; *4* – tija con mic; *5* – dispozitiv de reglaj; *6* – tija con mare; *7* – lanț Flyer; *8* – balansier con mic; *9* – balansier con mare; *10* – traversă de rigidizare; *11* – lagăre ax balansier; *12* – postament; *13* – molete; *14* – cabluri; *15* – întinzător cu surub; *16* – limitator de tensiune minimă în cablu; *17* – contragreutăți; *18* – cilindru pentru con mare; *19* – ureche; *20* – cilindru pentru con mic; *21* – suport central; *22* – aparat de frînare; *23* – tija piston; *24* – tija cu resoarte; *25* – postament; *26* – rețeaua de conducte; *27* – ventil cu 2×3 căi; *28* – aparat Eldro; *29* – rezervor tampon; *30* – supapă de siguranță; *31* – manometru; *32* – reductor de presiune.

tactul dintre con și pîlnie. Pentru ca acest contact să nu se facă cu șoc puternic, către sfîrșitul cursei, o camă amplasată pe cilindru acționează asupra unui ventil de frînare prin care aerul va fi evacuat strangulat.

conului, deci golirea încărcăturii din pîlnie și rolul de a da impuls în schema de programare automată a încărcării.

— Limitatorul de cursă P_2 sesizează neaplicarea accidentală a conului pe pîlnie din cauza interpunerii de material între acestea; el rămîne acționat pe distanța de 100 mm, cursă de deschidere la con, comandînd o mișcare de pulsație a cilindrilor pînă cînd cauza deranjamentului este înlăturată.

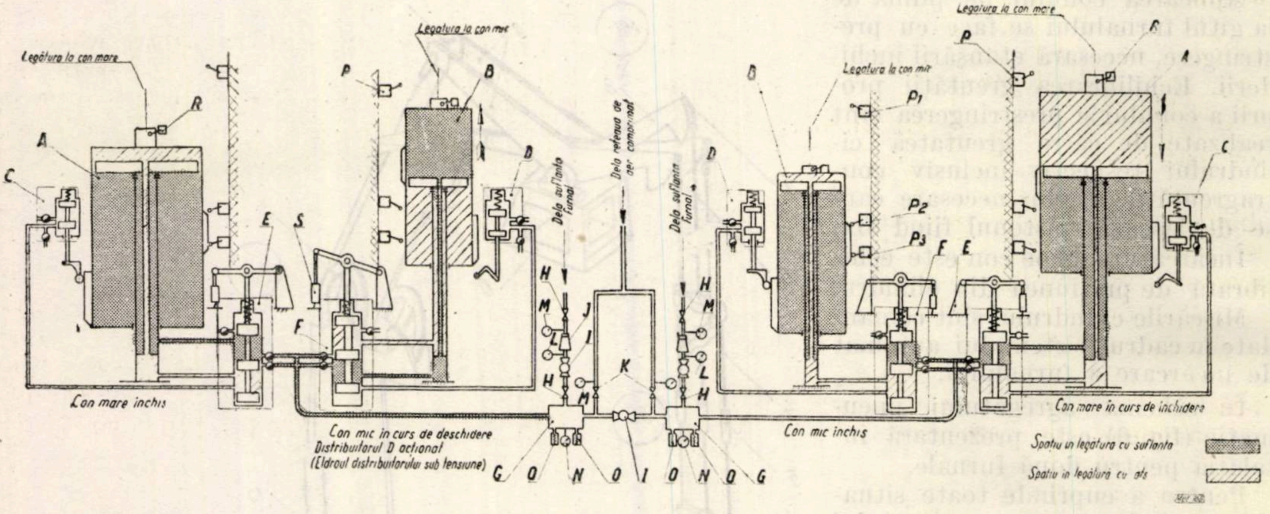

Legătura la con mare
R
A
C
E
S
F
Con mare închis
Legătura la con mic
P
B
D
Dela suflanta furnal
Dela rețeaua de aer comprimat
Dela suflanta furnal
H
M
J
L
I
K
H
M
Con mic în curs de deschidere
Distribuitorul D acționat
(Eldroul distribuitorului sub tensiune)
G O N O I O N O G
D
B
Legătura la con mic
P₁
P₂
P₃
F E
Con mic închis
Legătura la con mare
P
R
A
C
Con mare în curs de închidere
Spațiu în legătură cu suflanta
Spațiu în legătură cu ats

Fig. 6. Schema instalației pneumatice:

A – cilindru pentru con mare; *B* – cilindru pentru con mic; *C* – ventil cu două căi pentru frînare la închiderea conului mare; *D* – ventil cu două căi pentru frînare la închiderea conului mic; *E* – distribuitor con mare; *F* – distribuitor con mic; *G* – rezervor tampon; *H* – robinete de izolare pe conducta de alimentare de la suflantă; *I* – electroventil; *J* – reductor de presiune; *K* – robinete pentru alimentarea de la rețeaua de aer comprimat; *L* – manometru cu contact; *M* – manometru; *N* – manometru cu contact pentru semnalizarea de avarie; *O* – ventil de siguranță; *P*, *R* – limitatori de cursă; *S* – aparat Eldro.

— Cursa de ridicare a cilindrului, respectiv de coborîre a conului, este limitată cu ajutorul unor resoarte volute amplasate pe tije speciale (fig. 5), fixate perpendicular pe postamentul comun al cilindrilor și cu care iau contact urechile cilindrului.

Realizarea timpilor prevăzuți în cadrul schemei comenzii program a sistemului automat de încărcare a furnalului de-a lungul curselor cilindrului se face prin introducerea de diafragme în flanșele conductelor de intrare și ieșire la distribuitor-ventil cu 2×3 căi și aparatul de frînare-ventil cu două căi.

Integrarea instalației în automatica furnalului se face prin intermediul aparatajului de acționări electrice aferent și care cuprinde Eldrouri, limitatori de cursă și electroventilul și manometrele cu contact.

Eldroul care acționează ventilul cu 2×3 căi este pus sau scos de sub tensiune în cadrul programării din sistemul automat de încărcare a furnalului.

Limitatorii de cursă amplasați pe suportul central pe fața invizibilă în schema axonometrică a instalației și care sînt reprezentați în schema pneumatică sînt acționați mecanic la efectuarea curselor de ridicare și coborîre de către o camă solidară cu corpul cilindrului și realizează următoarele funcțiuni:

— Limitatorul de cursă P_1 superior are rol de semnalizator tehnologic, indicînd efectuarea totală a cursei de coborîre-deschidere a

— Limitatorul de cursă P_3 inferior are rol de semnalizator tehnologic, indicînd efectuarea totală a cursei de ridicare-închidere a conului, deci posibilitatea efectuării manevrelor aferente încărcării materialului în pîlnie.

Limitatorul de cursă amplasat pe capacul superior al cilindrului are rolul de a scoate de sub tensiune Eldroul de acționare a ventilului cu 2×3 căi, ceea ce corespunde ridicării conului.

Limitatorul de cursă acționat de către limitatorul de tensiune minimă în cablu previne slăbirea cablului la comanda ridicării cilindrului în cazul blocării conurilor (de exemplu din cauza presiunii gazelor din furnal).

— **Determinarea secțiunii cilindrilor.** S-a arătat mai sus că fiecare cilindru, prin greutatea lui și a contragreutăților de pe capac, echilibrează în poziția ridicat conul neîncărcat și forța de prestrîngere aferentă. Pentru a dimensiona secțiunea cilindrului se determină forța necesară pentru echilibrarea greutății încărcăturii.

Lungimea brațelor balansierilor — mic *b* și mare *B* — s-a ales astfel încît raportul de demultiplicare să fie convenabil, iar legătura de cabluri să formeze cu balansierii un unghi cît mai aproape de 90°, în poziție medie.

Astfel, forţa redusă la cabluri conform relaţiei (12)

$$F = G_i \times \frac{b}{B} = \omega_1 S' p'' - S' p',$$

în care : $\omega_1 = 0{,}9$, ţinînd seama de tija pistonului :

$$S' = \frac{F}{0{,}9\, p'' - p'}\ \mathrm{cm}^2.$$

Pentru $p' = 1$ ata, rezultă diametrii cilindrilor astfel:

	700 m³	1 000 m³
diametrul cilindrului mare, mm :	1 320	1 380 ;
diametrul cilindrului mic, mm :	855	855.

Determinarea aproximativă a curselor. Neţinînd seama de unghiurile balansierilor şi ale cablurilor, cursele cilindrilor se calculează cu formula :

$$C_{cil} = C_{con} \frac{B}{b}.$$

Rezultă :

	700 m³	1 000 m³
cursa cilindrului mare, mm :	1 850	1 850 ;
cursa cilindrului mic, mm :	1 540	1 650.

Determinarea greutăţii cilindrilor (partea mobilă). Este necesar ca greutatea cilindrului (partea mobilă) să echilibreze greutatea conului cu suspensia, a balansierilor şi să realizeze forţa de prestrîngere.

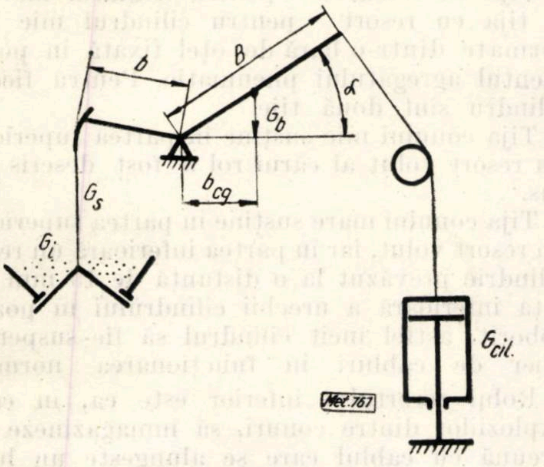


Fig. 7

Cu notaţiile stabilite (fig. 7), condiţia impusă rezultă din ecuaţia :

$$G_{cil} + G_b \cdot \cos\alpha \times \frac{b_{cg}}{B} - G_s \frac{b}{B} - P \frac{b}{B} = 0.$$

Pentru $\alpha = 34°$ rezultă :

	700 m³	1 000 m³
greutatea cilindrului mare, kg :	6 850	7 745 ;
greutatea cilindrului mic, kg :	3 370	2 770.

Calculul dimensiunilor diafragmelor de strangulare. S-a arătat în relaţiile (12), (13) că pentru aflarea valorii presiunilor p' şi p'' este necesară determinarea forţei exterioare F (fig. 3) din echilibrul sistemului. Astfel pentru faza coborîre con—ridicare cilindru :

$$F'' = G_{i\,red} - G_m - f,$$

în care :

G_m este greutatea maselor $= G_{s\,red} + G_{b\,red} + G_{cil}$; G_s — greutatea conului şi a suspensiei; G_b — greutatea balansierilor sau a balansierului la con mic ; G_{cil} — greutatea cilindrului şi a contragreutăţilor ; f — se apreciază.

Pentru faza de ridicare con — coborîre cilindru :

$$F' = G_m - f,$$

în care G_m şi f au aceeaşi semnificaţie ca mai sus.

Cu aceste valori (12) şi (13) devin pentru :

— ridicare cilindru :

$p' + p'' = 3{,}2$ pentru 700 m³ sau
$p' + p'' = 3{,}5$ pentru 1 000 m³ ;
$p'S' + F'' - p'' F'' = 0$;

— coborîre cilindru :

$p' + p'' = 3{,}2$ sau $p' + p'' = 3{,}5$:
$p'' S'' + F' - p'S' = 0,$

relaţii care determină pe p' şi p''.

Introducînd aceste valori în relaţiile (9) şi (10) se pot determina suprafeţele diafragmelor de strangulare pentru fiecare fază de lucru a mecanismului.

În tabela 2 se găsesc valorile presiunilor calculate şi ale dimensiunilor diafragmelor şi timpilor cu valorile calculate în proiect, aflate pe standul descris mai departe, în probele de pe furnal fără încărcătură pe con şi cele definitive stabilite în probele desfăşurate în condiţii normale de lucru al instalaţiei.

Subansambluri caracteristice. În cele ce urmează se descriu din punct de vedere constructiv unele subansambluri caracteristice instalaţiei.

— Balansierii sînt pîrghii din tablă de oţel în construcţie sudată. Balansierul conului mare este format din două pîrghii paralele, între care este amplasată pîrghia conului mic. Cele două pîrghii sînt rigidizate între ele cu o traversă care are menirea să le mărească rigiditatea transversală.

Pentru dimensionarea lor, ţinînd seama de variaţia momentelor în funcţie de unghiul iniţial de înclinare al braţului mare al balan-

Tabela 2

		Furnale 700 m³ – Reșița										Furnale 1 000 m³ – Hunedoara									
		con mare					con mic					con mare					con mic				
		coborîre		ridicare			coborîre		ridicare			coborîre		ridicare			coborîre		ridicare		
		V′	V″	V′	frînare	V″	V′	V″	V′	frînare	V″	V′	V″	V′	frînare	V″	V′	V″	V′	frînare	V″
Presiunea (ata)		1.3	1.9	1.58		1.67	1.74	1.46	1.55		1.65	1.64	2.04	1.72		1.78	1.38	2.12	1.7		1.8
Secțiunea diafragmei (calculată), cm²		24,7	32,6	28,8	2,86	29,2	16,2	7,45	13	1,26	12,3	26,5	34,7	29,4	3,1	28,3	9,2	10,5	12,9	1,51	12,25
Diametrul diafragmei	La proiect exact, mm	56,1	64,4	60,6	19,1	60,8	45,4	30,8	40,6	12,6	39,6	58	66,4	61,1	19,9	60	34,2	36,6	40,5	13,9	29,4
	La proiect rotunjit, mm	55	65	60	20	60	40	30	40	12	40	55	65	60	20	60	40	30	40	12	40
	Pe stand, mm	50	65	45	30	45	35	30	35	16	30										
	În probe,mm	75	85	75	30	55	35	50	50	16	35										
	Definitiv, mm	80	85	75	30	55	35	40	50	16	30										
Timpi	În proiect,s	7		9			7		7			7		9			7		7		
	Pe stand,s	7,6		7,8			6		7,2												
	În probe,s	11,5		10			7,5		6,5												
	Definitiv, s	8		9			7,5		7,5												
	Contragreutățile pe stand de probă	2 × 3 750		2 × 1 650			2×1 650		2 × 750												

Notă: V′ – cavitatea cilindrului sub presiune (admisia);
V″ – cavitatea cilindrului cu contrapresiune (evacuare).

sierului și direcția cablurilor către agregatul pneumatic și de alte detalii constructive, s-a urmărit o linie cunoscută și din literatură [4].

-- Cilindrii pneumatici pentru acționarea conului mare și mic, constructiv sînt identici, diferind doar prin dimensiuni. Cilindrii sînt turnați din fontă de calitate cu capace din oțel turnat. Pe capacele superioare sînt fixați limitatorii de tensiune minimă în cablu, de tip cu arc, care asigură o tensionare permanentă a cablului de 3 000 kg pentru conul mare și 1 000 kg pentru conul mic. De asemenea, pe capac sînt amplasate contragreutăți reglabile care au scopul ca împreună cu greutatea proprie a cilindrului să mențină conul neîncărcat, în stare strîns lipită de pîlnie, asigurînd o forță de prestrîngere de circa 3 000 kg pentru conul mare și 1 000 kg pentru conul mic la Reșița și respectiv 4 000 kg și 1 800 kg la Hunedoara.

Pentru a înlătura posibilitatea unei eventuale rotiri a cilindrului, acesta urmărește ghidajele verticale ale suportului central, cu ajutorul unor patine fixate de corpul cilindrului.

Partea fixă o constituie pistonul cu segmenți și tija pistonului. Segmenții sînt în număr de trei pentru fiecare piston.

Pistonul este montat și consolidat fix cu prezoane în partea superioară a tijei.

După cum este arătat în figura 3, admisia și evacuarea aerului din cilindru se fac prin corpul tijei care servește ca ghidaj. În acest scop în interiorul fiecărei tije, care este o construcție sudată, trece o țeavă care comunică cu golul de deasupra pistonului. Cum restul tijei este gol și etanș, spațiul inelar dintre pereții tijei și țeavă este folosit pentru admiterea aerului în zona de sub piston.

Tija cu resoarte – pentru cilindrul mare – și tija cu resort – pentru cilindrul mic sînt formate dintr-o bară de oțel fixată în postamentul agregatului pneumatic. Pentru fiecare cilindru sînt două tije.

Tija conului mic susține în partea superioară un resort volut al cărui rol a fost descris mai sus.

Tija conului mare susține în partea superioară un resort volut, iar în partea inferioară un resort cilindric prevăzut la o distanță de 15 mm sub fața inferioară a urechii cilindrului în poziția coborît, astfel încît cilindrul să fie suspendat liber de cabluri în funcționarea normală.

Rolul resortului inferior este ca, în cazul exploziilor dintre conuri, să înmagazineze împreună cu cablul care se alungește un lucru mecanic egal cu energia cinetică a cilindrului în căderea de la poziția la care a fost ridicat ca urmare a exploziei.

– Distribuitorul este format din ansamblul ventilului cu 2×3 căi și acționarea sa – Eldroul.

Ventilul cu 2×3 căi este de tip cu sertar cilindric cu șase orificii, reprezentînd, de fapt, două ventile a cîte trei căi fiecare, astfel încît distribuitorul înlocuiește două electroventile cu cîte trei căi.

În vederea posibilității executării probei de presiune a cilindrilor și pentru a determina aproximativ dimensiunile diafragmelor necesare realizării timpilor de deplasare a cilindrilor, s-a executat un stand de probă.

Deoarece instalația pneumatică pentru Hunedoara este similară cu aceea de la Reșița, standul de probă s-a executat numai pentru Reșița, iar concluziile trase cu această ocazie vor servi și pentru Hunedoara.

El este compus dintr-o fundație pe care se așază agregatul pneumatic într-un montaj simplificat și un cadru metalic care susține patru role, un cablu și niște contragreutăți care au rolul să redea pe stand aproximativ situația de pe furnal.

Cu instalația montată pe stand s-au realizat o probă hidraulică pentru verificarea rezistenței cilindrilor și o probă de funcționare pentru care distribuitorul, fără Eldro, a fost acționat manual. Apoi, s-au efectuat probele de ridicare și coborîre în vederea reglării diafragmelor pentru a obține timpii de deplasare conform tabelei 2.

Încercările au fost începute din precauție cu dimensiuni de diafragme (respectiv viteze) mai mici decît cele rezultate din calcul și au continuat cu mărirea progresivă a vitezei pînă la valoarea dorită, prin montarea de diafragme din ce în ce mai mari.

Reglarea timpilor s-a executat inițial pentru timpul de coborîre al cilindrului, avînd montate contragreutățile, conform tabelei 2, și diafragmele inițiale corespunzătoare mișcării de ridicare. S-au stabilit apoi diafragmele pentru timpul de ridicare, avînd montate contragreutățile respective și păstrînd diafragmele de coborîre obținute la reglarea coborîrii.

Valoarea contragreutăților pentru reglarea timpului de ridicare a cilindrului, deci coborîrea conului s-a determinat considerînd suma greutăților raportate la cablu ale conurilor cu suspensia și jumătate din greutatea încărcăturii de pe con, considerînd că în timpul coborîrii conului, acesta își pierde încărcătura.

Definitivarea dimensiunilor diafragmelor s-a făcut la montarea instalației pe furnal, în condițiile reale de funcționare.

Pentru a asigura funcționarea corectă a instalației după montarea pe furnal s-au realizat o serie de posibilități de reglaj care se referă la :

1. Reglaje care au ca scop prevenirea nepotrivirilor mecanice ivite din montaj, astfel : reglarea poziției unghiulare a balansierilor se execută cu ajutorul întinzătoarelor de tip cu filet de pe tijele suspensiei conurilor (fig. 5) ; reglarea concentricității conurilor cu pîlnia se poate executa cu ajutorul dispozitivului de reglaj cu șuruburi în plan orizontal pe două direcții rectangulare ale lagărelor axului balansierilor ; reglarea verticalității cablurilor de legătură la agregatul pneumatic se poate executa prin deplasarea lagărelor axelor moletelor în găurile de prindere alungite din postament ; reglarea poziției cilindrilor față de rizurile de pe tijele cu resoarte, trasate pentru poziția conului perfect închis și care se realizează cu ajutorul întinzătoarelor cu șurub de pe cabluri ; reglarea cu ajutorul unui întinzător cu șurub a poziției sertarului cilindric al ventilului cu două căi.

2. Reglaje care au ca scop prevenirea nepotrivirilor la acționarea mecanică a echipamentului electric și care se referă la : reglarea poziției limitatorilor electrici prin deplasări relative, față de suprafețele ce-i acționează ; reglarea cursei Eldroului funcție de consumarea cursei totale a sertarului cilindric de la ventilul cu 2×3 căi.

3. Reglaje funcționale care se referă la : reglarea valorilor contragreutăților de pe capacele cilindrilor, care se execută prin izolarea cilindrilor de instalația de conducte și echilibrarea sistemului la introducerea de presiuni calculate în spațiul de deasupra pistonului ; reglarea ventilelor de siguranță în conformitate cu cele arătate mai sus ; reglarea dimensiunilor diafragmelor de la distribuitor și aparatul de frînare care se va executa începînd cu diafragmele stabilite în urma concluziilor trase pe standul de probă, astfel încît să se realizeze timpii totali de ridicare și coborîre și timpii de frînare a conurilor.

O dată cu montarea instalației în ansamblul furnalului s-au ivit situații impuse de motive obiective care au făcut necesară automatizarea alimentării auxiliare cu aer comprimat a agregatului. Rolul automatizării este ca în perioadele lungi în care sulflanta nu asigură 1,2 at, în instalație să existe o presiune constantă de 1,2 at de la sursa de aer comprimat (6 at).

Această adaptare constă dintr-un ventil cu membrană și servocomandă. Ventilul cu membrană amplasat pe conducta de alimentare cu aer comprimat stă în poziția deschis sub influența presiunii de pe fața inferioară a supapei acestuia.

În momentul depășirii presiunii de 1,2 at, în instalație, respectiv în rezervorul tampon, servocomanda permite intrarea aerului sub presiune din rezervorul tampon, deasupra membranei ventilului, închizînd astfel legătura spațiului de deasupra membranei cu atmosfera, provocînd închiderea acestuia.

Prin autoreglarea ventilului cu membrană cu servocomanda se menține presiunea constantă de 1,2 at.

A fost necesară înlocuirea ventilelor de siguranță de pe rezervorul tampon, cu ventile de siguranță simple de tip cu resort, construite pentru debite mari și în același timp sensibile la presiuni scăzute.

Pentru perioada de început a exploatării, s-a ivit necesitatea introducerii pe traseul conductelor de alimentare cu aer a unui filtru metalic care are rolul să reţină impurităţile pentru a nu pătrunde în distribuitor şi cilindri.

Din examinarea tabelei 2, rezultă că faţă de valorile diafragmelor recomandate în proiect, cele definitive, stabilite în condiţiile curente de lucru ale furnalului, prezintă în medie o creştere de 16% pentru diametre, deci de 34% pentru suprafeţele secţiunii libere de trecere, care se datoreşte aproximărilor făcute cu ocazia întocmirii calculului simplificat al strangulărilor, verificînd practic justeţea lor.

Observaţie critică asupra instalaţiei. Deficienţe particulare ale instalaţiei montate nu s-au semnalat, în afara sistemului de ungere, care a fost prevăzut iniţial prin turnare cu cana, iar ulterior a fost semimecanizat.

În rest, neajunsurile instalaţiei sînt cele cunoscute ca generale pentru agregatele pneumatice de acţionare a conurilor: ocaziile accidentale de blocare a coborîrii conului datorită sudării conului de pîlnie prin betonarea încărcăturii şi a împănărilor care nu pot fi înlăturate cu ajutorul instalaţiei şi care de fapt se datoresc sistemului cu deschidere liberă ales; există posibilitatea coborîrii şi ridicării libere, necontrolate, a conului în cazul căderii accidentale a presiunii în cilindru; în cazul funcţionării cu aer comprimat, la defectarea reductorului de presiune se pot naşte suprasolicitări importante în cabluri şi balansieri.

Concluzii. În exploatarea furnalelor de 700 m^3 de la Reşiţa, comportarea instalaţiei pneumatice, ca sursă de lucru mecanic pentru acţionarea conurilor, a dat deplină satisfacţie, prezentînd posibilităţi rapide de adaptare la reglarea programului dorit de încărcare a furnalului, dovedindu-se a fi simplă, ieftină şi uşor de întreţinut.

Bibliografie

[1] *Papalexi, D. N.* Curs de fizică, Bucureşti, Editura Tehnică, 1951.

[2] *Oncescu, M.* Mărimi şi unităţi în fizică. Bucureşti, Editura Tehnică, 1955.

[3] *Pohvisnev, N. A.* Furnale. Bucureşti, Editura Tehnică, 1954.

[4] *Gruzinov, V, K.* Mehaniceskoe oborudovanie domennîh ţehov. Moscova, Maşghiz, 1949.

[5] *Scirenko, S. N.* Mehaniceskoe oborudovanie domennîh ţehov. Moscova, Metallurghizdat, 1962.

CZ 669.14.018.45 : 621.438 — 253.5

Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze

Ing. DANTE COSMA, ing. ŞTEFANIA BAICU, ing. ARDAŞ KUNDACGIAN şi ing. HILDA HUBERT
Institutul de cercetări metalurgice

Temperatura de lucru ridicată şi atmosfera oxidantă existente în turbinele cu gaze impun materialelor din care se execută paletele proprietăţi speciale în ceea ce priveşte rezistenţa la fluaj, rezistenţa la oboseală la cald şi rezistenţa la coroziune. De asemenea, obţinerea formei complicate şi a grosimii reduse, cu toleranţe restrînse, a paletei condiţionează utilizarea unui material cu suficientă plasticitate şi prelucrabilitate pentru uşurarea operaţiilor de fabricaţie.

Pînă în prezent, paletele turbinelor cu gaze care lucrează în domeniul de temperaturi de 550—650°C se executau din oţeluri austenitice cu conţinut înalt de crom şi nichel. În ultimul timp atenţia s-a îndreptat mai mult asupra oţelurilor feritice cu crom şi adaosuri de elemente durificante ca V, Mo şi Nb, avînd compoziţii chimice apropiate de aceea indicată în tabela 1.

Aceste oţeluri, afară de rezistenţă la fluaj şi rezistenţă la coroziune oxidantă ridicate, sînt mai ieftine şi au o capacitate remarcabilă de a amortiza vibraţiile existente în timpul funcţionării paletelor.

Tabela 1

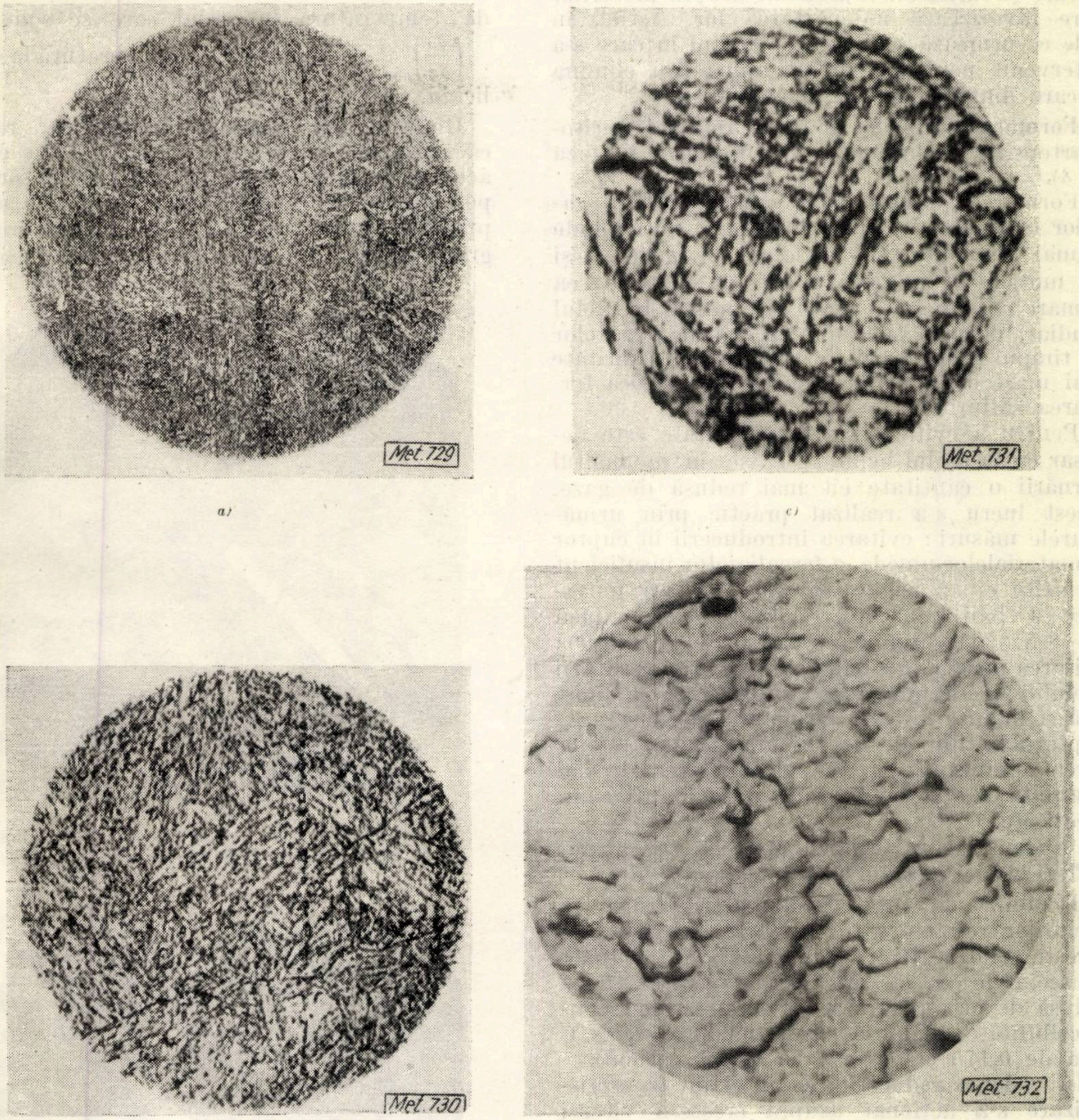
Compoziţia chimică, %

C	Mn	Si	Cr	V	Mo	Nb
0,15	0,35	0,40	11,00	0,75	0,60	0,15

În vederea obţinerii unui material cu proprietăţi înalte de fluaj pentru confecţionarea paletelor de turbină cu gaze care lucrează la 550—650°C, la ICEM s-au efectuat cercetări privind elaborarea unui oţel refractar ferito-martensitic cu niobiu.

Studiile preliminare s-au executat pe material de referinţă sub formă de bare de 40/40 mm tratate termic, din care se obţin paletele prin operaţii de aşchiere.

Compoziţia chimică a oţelului de referinţă este indicată în tabela 2, iar microstructura obţinută după tratamentul termic este dată în figurile 1 a, b, c şi d.



a)

c)

b)

d)

Fig. 1. Microstructura oţelului refractar de referinţă după tratamentul termic final. Carburi pe fond de ferită. Uşoară orientare martens'tică.

a, b, c, – micrografii optice : atac 1 *p* HNO_3 + 2 *p* HCl + 3 *p* glicerină ; *a* – × 100 ; *b* – × 500 ; *c* – × 1 660 (imersie) ; *d* – micrografie electronică după o replică în două trepte polistiren – carbon, umbrită cu crom. × 17 500.

Pe baza acestor date s-au efectuat cercetări, avînd ca obiectiv elaborarea unui material cu compoziţie, microstructură şi proprietăţi mecanice comparabile cu cele ale materialului de referinţă.

Elaborarea şarjelor experimentale de oţel refractar s-a făcut într-un cuptor de 0,5 t, respectîndu-se toate condiţiile generale, valabile la elaborarea oţelurilor aliate privind : starea cuptorului, a oalelor de turnare, a lingotierelor, fondanţilor, feroaliajelor etc.

Tabela 2

Compoziţia chimică, %									
C	Mn	Si	Cr	V	Mo	Nb	Ni	N_2	O_2
0,16	0,76	0,35	11,40	0,30	0,60	0,28	0,48	0,060	0,0080

Cunoscînd defectele macro și microscopice ce apar frecvent la aceste oțeluri, și anume: tendința de formare a suflurilor, a unei zone mari de transcristalizare și a structurii în șiruri, precum și cauzele care le provoacă, la elaborare și turnare s-a acționat asupra factorilor care favorizează îndepărtarea lor. Astfel, în cele ce urmează se va arăta modul în care s-a intervenit pentru a preîntîmpina sau elimina fiecare dintre defectele semnalate.

Formarea suflurilor la oțelul refractar ferito-martensitic se datorește solidificării prin faza α (δ).

Formarea suflurilor din cauza degajării gazelor în timpul solidificării oțelului nu depinde numai de conținutul absolut de gaze, ci și de micșorarea relativă a acestui conținut, ca urmare a schimbării stării. De aceea, la oțelul studiat, datorită solubilității reduse a gazelor în timpul solidificării, se va degaja o cantitate mai mare de gaze, ceea ce poate provoca formarea suflurilor.

Pentru a evita această posibilitate este necesar ca în oțelul lichid să existe în momentul turnării o cantitate cît mai redusă de gaze. Acest lucru s-a realizat practic prin următoarele măsuri: evitarea introducerii în cuptor a materialelor umede, a feroaliajelor insuficient încălzite etc.; asigurarea unei fierberi puternice a băii (~ 0,60% C/h), folosind oxigen (6 – 8 Nm^3/t) sau minereu de fier (60 – 70 kg/t); agitarea mecanică a băii; scăderea temperaturii oțelului în anumite faze (după fierberea liniștită și înainte de evacuare), prin deconectarea cuptorului timp de 5 – 10 min, pentru micșorarea solubilității gazelor; dezoxidarea cît mai avansată a oțelului folosind dezoxidanți complecși etc.

Ca urmare a măsurilor luate nu s-au obținut sufluri la nici una din șarjele elaborate ulterior.

Tendința de transcristalizare puternică a oțelurilor refractare ferito-martensitice se datorește solidificării în domeniul α (δ), cu toate consecințele ce decurg din aceasta: viteză redusă de cristalizare a feritei cu crom; conductibilitate termică redusă (0,065 cal/cm.s.°C față de 0,170 cal/cm.s.°C la oțelul carbon).

În vederea reducerii tendinței de transcristalizare s-a acționat asupra creșterii vitezei de cristalizare printr-o serie de măsuri.

În formă simplificată viteza de cristalizare se poate aprecia cu formula:

$$\frac{ds}{dz} = \frac{1}{W\gamma}\left[\left(\frac{\partial t_l}{\partial x}\right)_{s-o} \lambda_s - \left(\frac{\partial' l}{\partial x}\right)_{s+o} \lambda_l\right],$$

în care:

$\frac{ds}{dz}$ este viteza de solidificare; ds — grosimea stratului solidificat în timpul dz; W — căldura de cristalizare; γ — greutatea specifică; λ_s — conductibilitatea termică a oțelului solid; λ_l — conductibilitatea termică a oțelului lichid; s — coordonata curentă pe axa x, care dă situațiile momentane ale limitei de solidificare, adică a poziției izosolidusurilor față de suprafața de separație oțel-lingotieră; $\left(\frac{\partial t_t}{\partial x}\right)_{s-o}$ — gradientul de temperatură la oțelul care se solidifică; $\left(\frac{\partial' l}{\partial x}\right)_{s+o}$ — gradientul de temperatură la oțelul lichid.

Din analiza formulei prezentate, rezultă că creșterea vitezei de cristalizare în cadrul aceleiași mărci de oțel depinde de factori care pot sau nu pot fi modificați. Oprindu-ne asupra primilor factori, rezultă necesitatea creșterii gradientului de temperatură la oțelul care se

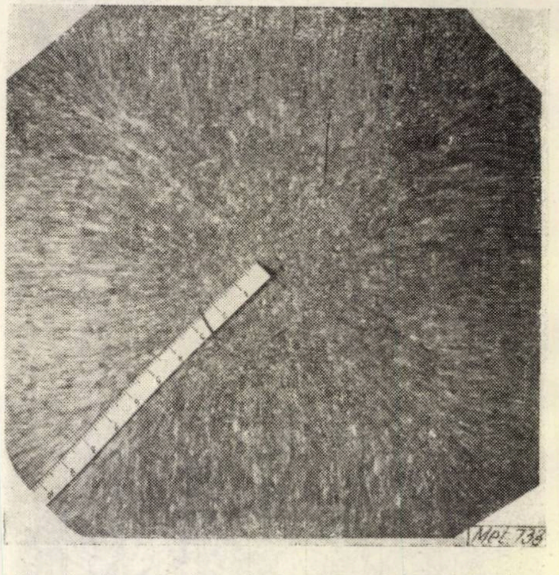


Fig. 2. Temperatura de turnare: 1 620°C. Lingotieră cu pereți groși. Transcristalizare 75%. × 1/4.

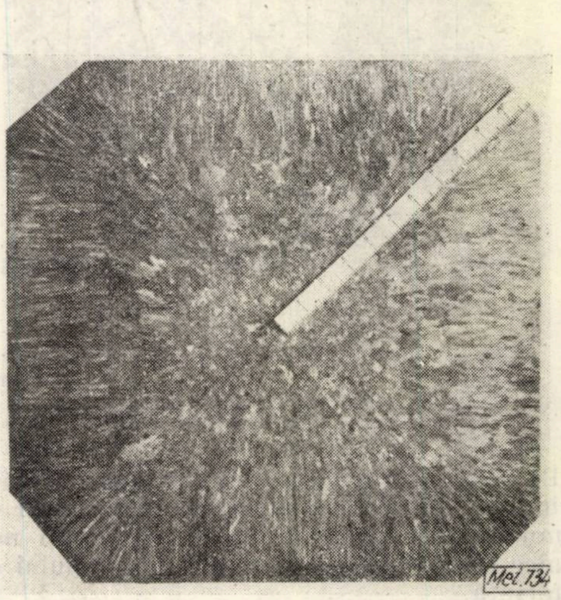


Fig. 3. Temperatura de turnare: 1 620°C. Lingotieră cu pereți subțiri. Transcristalizare 70%. × 1/4.

solidifică și micșorarea gradientului de temperatură la oțelul lichid. Aceasta s-a realizat prin folosirea lingotierelor cu pereți subțiri (de exemplu 35 mm în loc de 50 mm) și ;

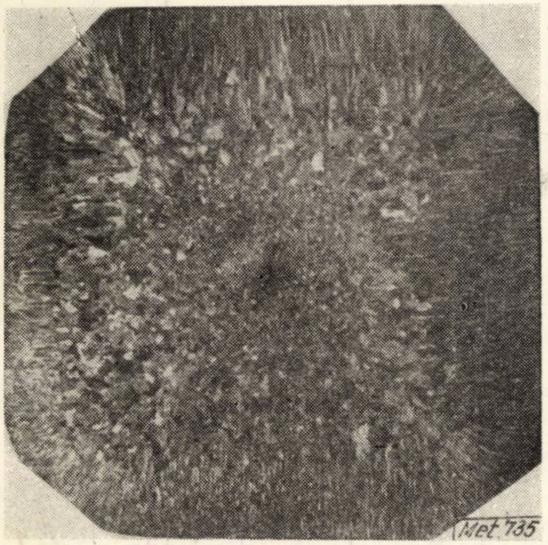


Fig. 4. Temperatura de turnare: 1 580°C. Lingotieră cu pereți groși. Transcristalizare 50%. × 1/4.

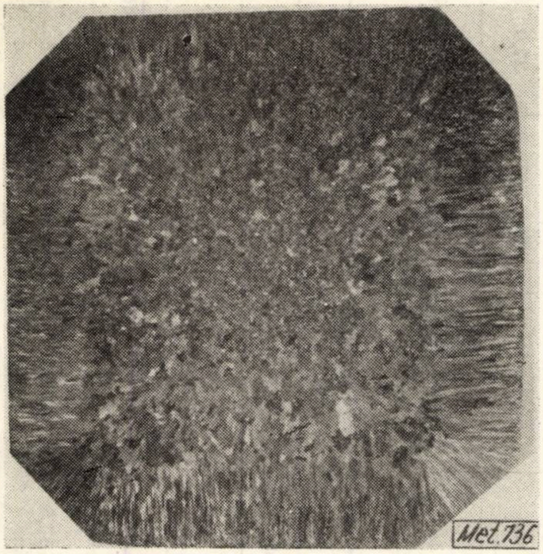


Fig. 5. Temperatura de turnare: 1 580°C. Lingotieră cu pereți subțiri. Transcristalizare 30%. × 1/4.

turnarea oțelului la o temperatură cît mai scăzută (de exemplu 1 540 ± 20°C).

Prin aceste măsuri, în special prin turnarea la temperatură mai scăzută, s-a reușit să se reducă mult transcristalizarea (tabela 3 și fig. 2–7).

Afară de cele două măsuri menționate, pentru reducerea transcristalizării s-a acționat și prin frînarea mecanică a creșterii cristalelor, utilizînd germeni activi de cristalizare, care nu pot fi distruși prin supraîncălzirea oțelului (0,3% V) sau prin folosirea unor modificatori cu suprafețe active și puncte de fuziune joase (Ca–Si). În cazul modificatorilor cu suprafețe active, finisarea structurii se obține prin înfășurarea cristalelor cu ajutorul unor pelicule

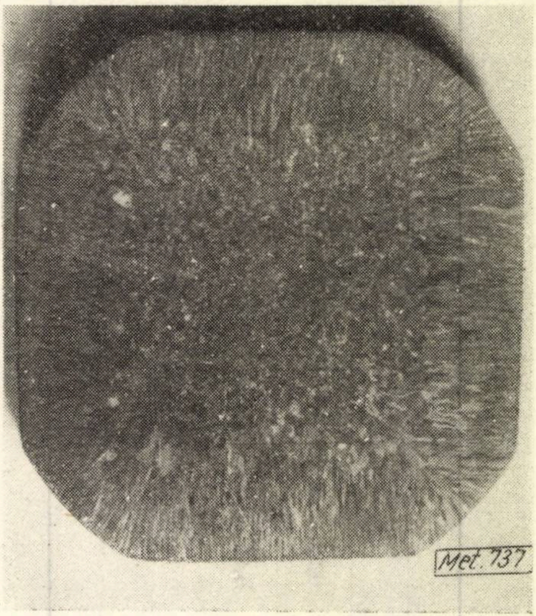


Fig. 6. Temperatura de turnare: 1 540°C. Lingotieră cu pereți groși. Transcristalizare 30%. × 1/4.

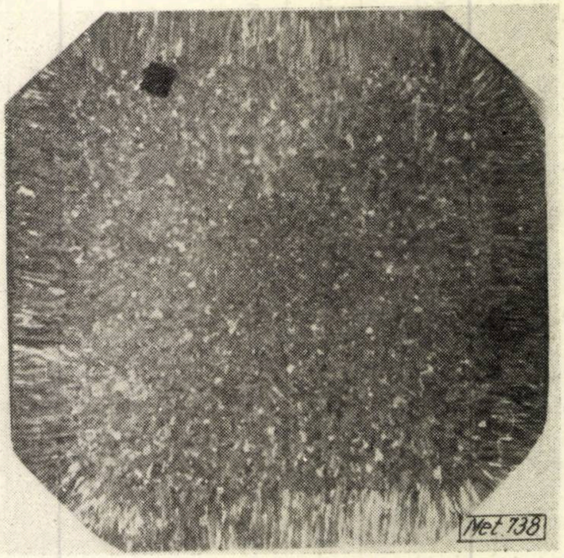


Fig. 7. Temperatura de turnare: 1 540°C. Lingotieră cu pereți subțiri. Transcristalizare 15%. × 1/4.

Tabela 3

Nr. crt.	Temperatura de turnare, °C	Transcristalizare % Lingotiere cu pereți groși	Transcristalizare % Lingotiere cu pereți subțiri
1	∼ 1 620	75–80	70
2	∼ 1 580	50	25–30
3	∼ 1 540	30	15

Tabela 4

Lot șarje	Compoziția chimică, %									
	C	Mn	Si	Cr	V	Mo	Nb	Ni	P	S
I	0,14–0,22	0,31–0,94	0,38–0,88	11,60–12,32	0,28–0,50	0,49–1,20	0,26–0,32	0,54–0,69	0,010–0,046	0,002–0,011
II	0,16–0,22	0,77–0,88	0,21–0,42	11,07–11,87	0,30–0,66	0,62–0,70	0,32–0,35	1,75–2,75	0,022–0,035	0,005–0,010

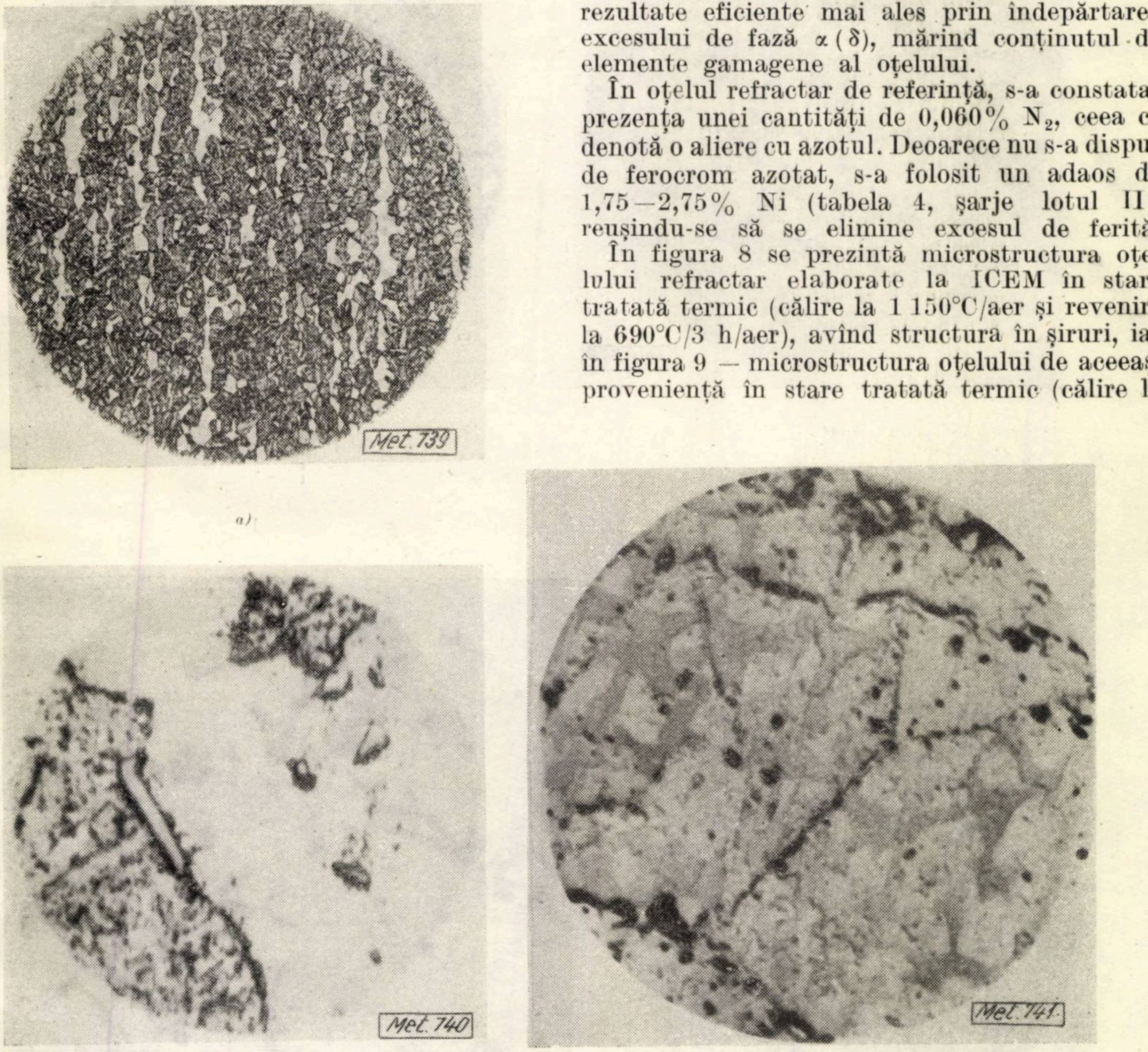
Tabela 5

Oțel	σ_r, kgf/mm² la °C					δ_4 4% la °C				
	20	400	550	600	650	20	400	550	600	650
Referință	99,8	76,1	48,5	38,6	31,6	15	12	25,3	25,5	25
ICEM lot I	82–95,5	67–85	50,5–64	34,0–47	27,0–38	17–21	14–18,5	17,5–22,5	22–31	24–35
ICEM lot II	97,5–107,8	86,2–101,5	52,6–57,5	39–47,7	29–34,8	13,7–16,0	12–13,8	20–24,0	25,0–30,9	27,3–32

Oțel	ψ, % la°C					K, kgfm/cm² la °C				
	20	400	550	600	650	20	400	550	600	650
Referință	44	48	72	78	75	5,2	14,0	15,8	14,6	16,0
ICEM lot I	47,5–55	49,5–58	62–75	70–81,5	80–88	4,6–6,5	13–17	14–17,5	14–20,5	14–22,6
ICEM lot II	57,0–60,0	53,0–57,5	74,0–76,0	78,5–84,0	83,5–99,0	14,0–18,0	16,5–21,0	17,5–20,0	18,0–22,5	19,0–22,6

active, ușor adsorbite pe muchiile cristalelor în dezvoltare, care constituie adevărate bariere în calea creșterii cristalelor. Aceste pelicule au o energie liberă minimă, ceea ce le asigură stabilitate termodinamică.

Aplicînd aceste măsuri, s-a reușit ca la ultimele șarje de oțel refractar cu niobiu, elaborate la ICEM, să se reducă zona de transcristalizare cu circa 50%.



b) c)

Fig. 8. Microstructura în stare tratată termic a oțelului refractar elaborat la ICEM (lot I). Structură în șiruri: *a*, *b* – micrografii optice; atac 1 *p* HNO_3 + 2 *p* HCl + 3 *p* glicerină; *a* – × *100*; *b* – × 1 600 (imersie); micrografie electronică după o replică în două trepte polistiren-carbon, umbrită cu crom. × 7 000.

Structura în șiruri a constituit principalul defect al oțelurilor refractare aparținînd primului lot de șarje elaborate la ICEM (tabela 4).

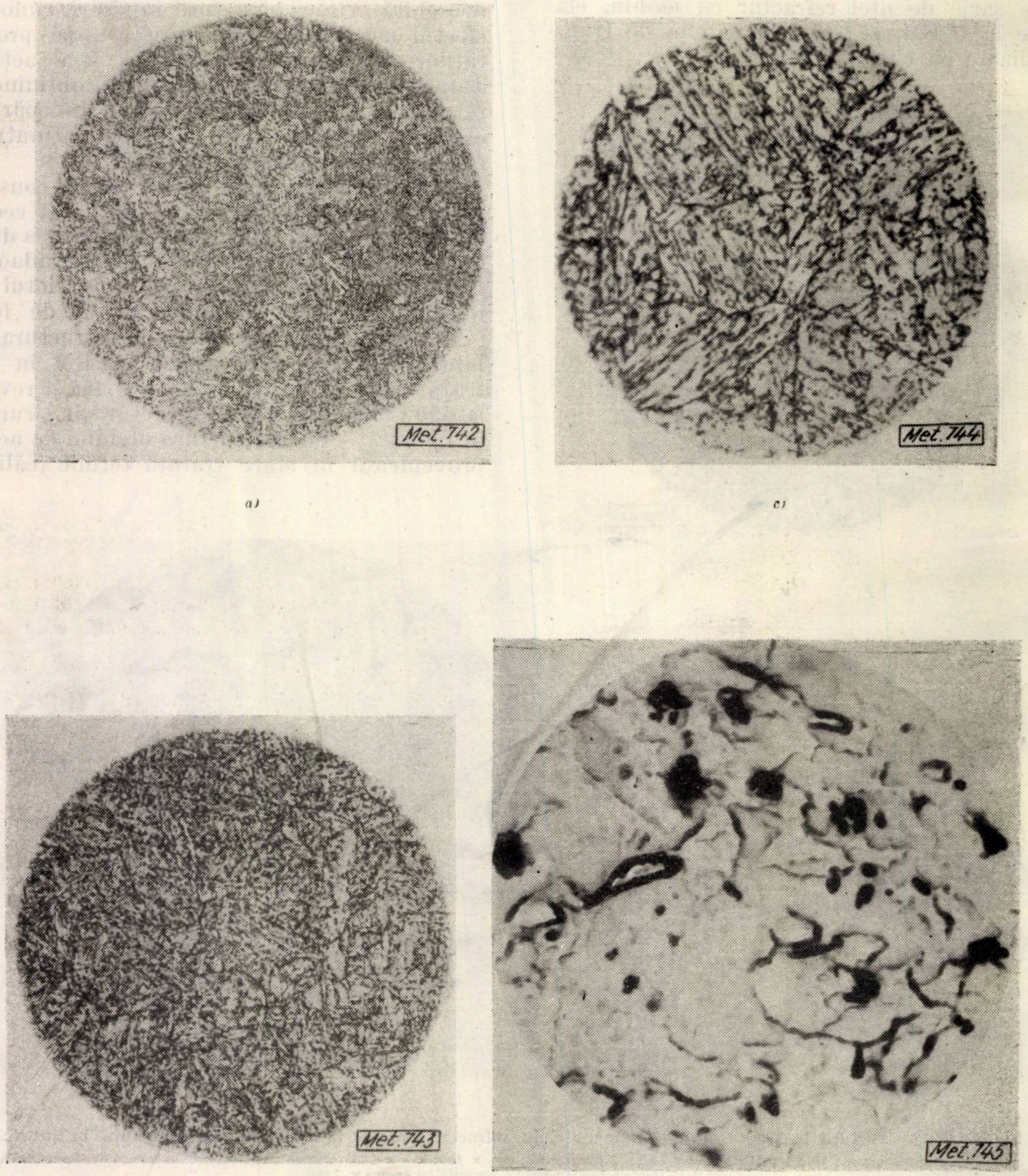
Acest fenomen deși a constituit obiectul a numeroase cercetări, totuși pînă în prezent nu a putut fi explicat decît parțial din punctul de vedere al cauzelor care-l produc, precum și al posibilităților de combatere. Existența structurii în șiruri depinde de o serie de factori dintre care: prezența incluziunilor nemetalice; deformarea plastică în domeniul $A_3 - A_1$; segregația cristalină, în general, și a fosforului în special; prezența fazei α (δ) în exces.

În cercetările efectuate s-a acordat o atenție deosebită evitării structurii în șiruri, cunoscînd efectul negativ pe care-l are asupra proprietăților fizico-mecanice. Astfel, s-a acționat asupra tuturor factorilor amintiți, obținîndu-se rezultate eficiente mai ales prin îndepărtarea excesului de fază α (δ), mărind conținutul de elemente gamagene al oțelului.

În oțelul refractar de referință, s-a constatat prezența unei cantități de 0,060% N_2, ceea ce denotă o aliere cu azotul. Deoarece nu s-a dispus de ferocrom azotat, s-a folosit un adaos de 1,75–2,75% Ni (tabela 4, șarje lotul II), reușindu-se să se elimine excesul de ferită.

În figura 8 se prezintă microstructura oțelului refractar elaborate la ICEM în stare tratată termic (călire la 1 150°C/aer și revenire la 690°C/3 h/aer), avînd structura în șiruri, iar în figura 9 – microstructura oțelului de aceeași proveniență în stare tratată termic (călire la 1 150°C/aer și revenire la 690°C/3 h/aer), obținută în urma aplicării măsurilor cu privire la evitarea structurii în șiruri; se observă o microstructură omogenă, asemănătoare cu a oțelului de referință.

Caracteristicile mecanice, determinate prin încercări de scurtă durată la diferite temperaturi ale oțelului cu adaos de Ni, sînt, de ase-



a) c)

b) d)

Fig. 9. Microstructura în stare tratată termic a oțelului refractar elaborat la ICEM (lot II). Carburi pe fond de ferită: *a, b, c* – micrografii optice; atac 1 *p* HNO_3 + 2 *p* HCl + 3 *p* glicerină; *a* – × 100; *b* – × 500; *c* – × 1 600 (imersie); *d* – micrografie electronică după o replică în două trepte polistiren-carbon umbrită cu crom. × 17 500.

menea, asemănătoare cu cele ale oțelului de referință în stare tratată termic (tabela 5 și fig. 10).

Urmează ca prin verificarea calității materialului și din punctul de vedere al caracteristicilor de fluaj să se aprecieze în ce măsură nichelul adăugat suplinește efectul azotului.

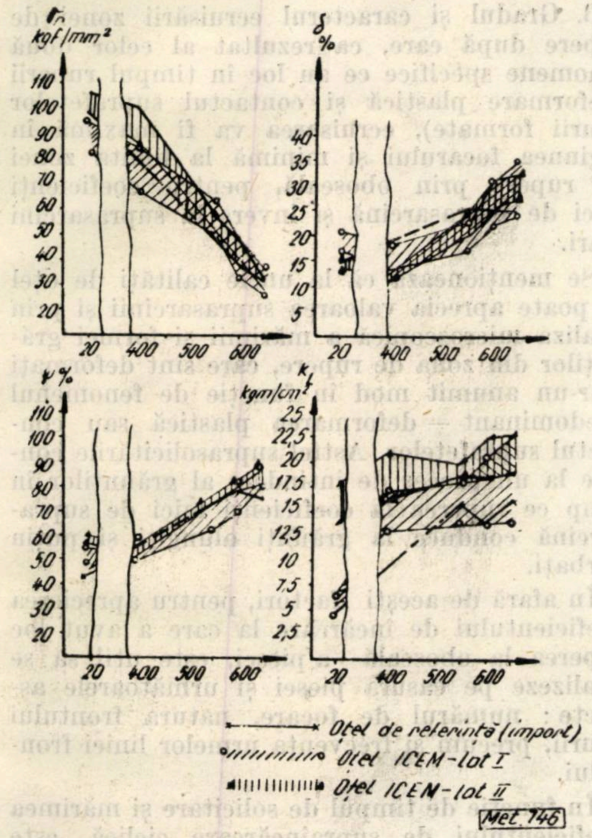


Fig. 10.

Realizarea unei microstructuri omogene, factor hotărîtor în cazul oțelului refractar pentru palete, este condiționată de o elaborare și de o turnare judicioasă care să asigure puritatea, compactitatea și cristalizarea dirijată a materialului, precum și de alegerea unei compoziții chimice corespunzătoare care să excludă apariția în structură a excesului de fază α (δ).

Bibliografie

[1] *Andreev, A. I.* În: Lucrările Institutului de cercetări al Ministerului Industriei Grele, nr. 2, 3. 17, 1945. Traducere din limba rusă.

[2] *Ruff, W.* În: Zeitschrift für Metallkunde, 1937, pag. 238.

[3] *Katzen, G. I.* În: Saw. Labor. nr. 1, 1941, pag. 62 și Stahl — und Eisen nr. 61, 1941, pag. 861.

[4] *Kuntscher, W.* Freiberger Forschungshefte. În: Heft B 14, 1957, pag. 23—69.

[5] *Sieverts, H.* În: Z. phys chem. Bd. 77, 1911, pag. 591.

[6] *Sims, DC., Zapffe, H.* În: Trans. AFA, 1941, III, pag. 255; Trans. AFA, 1944, III, pag. 517; Iron and Steel Division, Trans. AIMME, 1941, pag. 225.

[7] *Eilender, W.* În: Stahl und Eisen, nr. 55, 1935, pag. 491.

[8] *Kootz, Th.* În: Archiv Eisenhüttenwesen nr. 15, 1941—1942, pag. 77.

[9] *Bardenheuer, Blechmann.* În: Mitt. K. Wilh. Inst. Eisenforsch, nr. 21, 1939, pag. 201.

[10] *Grum-Grjimailo*: Fabricarea oțelului, Moscova, ONTI, 1931, pag. 289.

[11] *Crafts J., Egan, E., Forgan, M.* American Inst. of Mining and Metallurg. Eng. În: Techn. Publ., nr. 1 184, 1940, nr. 3, pag. 18.

[12] *Houdremont, E.* Handbuch der Sonderstahlkunde. Berlin, Springer Verlag, 1956, vol. II, pag. 1 449.

[13] *Bastien, P.* În: Revue de Métallurgie, nr. 4, 1953, pag. 275—291.

[14] *Grange, R. A.* Boron, Calcium, Columbium and Zirconium. În: Iron and Steel, (Creep resisting feritic steels 1957. Alloys of Iron Research-London.

[15] *Mellow, G.* În: Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 194, aprilie, 1960, pag. 4, 464.

[16] *Colombier, I. Hochmann, J*: Aciers refractaires. Aciers inoxidables, Paris, Dunod, 1956.

[17] *Korolev, I.* Azotul ca element de aliere în oțel, Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[18] *Bensimon, R.* Les aciers alliés. Paris, Eyrolles 1953, pag. 74—76.

CZ 621.436 – 233.13.004.64

Observații pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiți de la motoarele Diesel

Ing. PAMFIL ILIESCU, ing. CORNEL RIZESCU și ing. VASILE URSU
Uzinele „23 August" – București

În acest articol se vor analiza o serie de arbori cotiți rupți sau fisurați în exploatarea motoarelor în termen de garanție sau în afara acestuia, urmărindu-se găsirea factorilor metalurgici care au favorizat ruperea sau fisurarea.

Astfel, din analizele de laborator efectuate pe arbori cotiți fisurați sau rupți a rezultat că ruperea s-a produs din cauza sarcinilor ciclice, deci ca urmare a fenomenului de oboseală a materialului.

Ruperea la oboseală a unui material prezintă ca o particularitate caracteristică existența unui interval de timp între faza inițială (amorsarea ruperii) și ruperea finală (definitivă). Mărirea acestui interval de timp depinde de natura și valoarea solicitării precum și de caracteristicile fizico-chimice ale materialului.

Aspectul cu totul specific al casurii de oboseală este determinat tocmai de această particularitate, iar analiza locului de distrugere și a aspectului casurii este deosebit de importantă pentru stabilirea cauzelor care au dus la avaria produsului.

Plecînd de la faptul că aspectul casurii de oboseală depinde de coeficientul de încărcare ciclică definit prin raportul $K = \frac{\sigma_{ef}}{\sigma_0}$, unde σ_{ef} este tensiunea efectivă în piesă iar σ_0 este rezistența la oboseală a materialului, ruperile de oboseală se împart în trei tipuri caracteristice:

— Tipul I, la care ruperea se efectuează pînă la un număr de cicluri de maximum 100 000 pentru o valoare a lui $K > 1{,}6$; este așa numita rupere la suprasarcini ciclice.

— Tipul II, cînd ruperea are loc la un număr de cicluri de 100 000 — 1 000 000, iar valoarea lui K este $1{,}2 - 1{,}6$; acest caz este denumit rupere prematură de oboseală.

— Tipul III este cazul întîlnit la ruperi după un număr îndelungat de cicluri ($10^6 - 10^7$) la un coeficient de supraîncărcare mic ($1 < K > 1{,}2$).

Pe curba clasică de oboseală, aceste tipuri de rupere sînt arătate în figura 1.

Încadrarea unei piese rupte la oboseală în unul dintre aceste tipuri caracteristice se poate face în urma analizării detaliate a următorilor factori:

1. Mărimea zonei de rupere la oboseală, care variază invers proporțional cu valoarea coeficientului de supraîncărcare ciclică; această zonă este maximă ca întindere în cazul ruperilor de tipul III și minimă sau lipsește cu desăvîrșire în cazul ruperilor la suprasarcină.

2. Caracterul casurii care are în vedere aspectul zonelor caracteristice casurii: zona de rupere la oboseală și zona de rupere statică.

Dacă ruperea a avut loc la suprasarcini ciclice, zona de rupere la oboseală va fi mică, așa cum s-a arătat, iar zona de rupere statică — cu aspect fibros pentru materialele cu reziliență mare și cu aspect cristalin pentru materialele fragile — va ocupa cea mai mare parte a secțiunii ruperii.

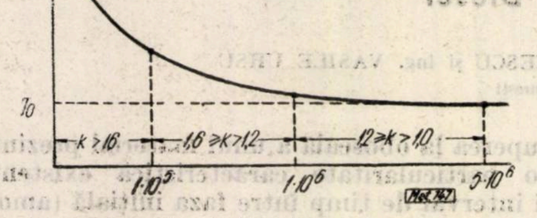


Fig. 1

La ruperi de oboseală premature, zona de rupere la oboseală nu este suficient de lustruită, deosebindu-se puțin de zona de rupere statică, spre deosebire de ruperea de tipul III la care zona de oboseală are o granulație măruntă cu aspect de porțelan, prezentînd uneori chiar un aspect lucios de șlefuire. În acest caz există o trecere marcantă între cele două zone.

3. Gradul și caracterul ecruisării zonei de rupere după care, ca rezultat al celor două fenomene specifice ce au loc în timpul ruperii (deformare plastică și contactul suprafețelor fisurii formate), ecruisarea va fi maximă în regiunea focarului și minimă la limita zonei de rupere prin oboseală, pentru coeficienți mici de suprasarcină și invers la suprasarcini mari.

Se menționează că la unele calități de oțel se poate aprecia valoarea suprasarcinii și prin analiza microscopică a mărimii și formei grăunților din zona de rupere, care sînt deformați într-un anumit mod în funcție de fenomenul predominant — deformarea plastică sau contactul suprafețelor. Astfel suprasolicitările conduc la un proces de întindere al grăunților în timp ce ruperea la coeficienți mici de suprasarcină conduce la grăunți alungiți și puțin curbați.

În afară de acești factori, pentru aprecierea coeficientului de încărcare la care a avut loc ruperea ~~la~~ oboseală a piesei, este util să se analizeze pe casura piesei și următoarele aspecte: numărul de focare, natura frontului fisurii, precum și frecvența urmelor liniei frontului.

În funcție de timpul de solicitare și mărimea coeficientului de supraîncărcare ciclică, este necesar să se stabilească măsura în care calitatea materialului a fost sau nu corespunzătoare. Pentru acest scop se vor efectua analize chimice, analize macro și microscopice precum și încercările mecanice.

Urmărirea, în cursul analizei, a felului de manifestare a acestor factori, a interdependenței ce există în general între ei permite să se găsească, parțial sau integral, factorii care explică cauza avariei în exploatare a produsului analizat.

Arborii cotiți studiați sînt executați din oțel aliat Cr—Ni—Mo cu următoarele prescripții pentru analiza chimică:

C	Si	Mn	Cr
0,30—0,40 %;	0,15—0,35 %;	0,60—0,80 %;	0,60—0,80 %;

Ni	Mo	S
1,80—2,20 %;	0,15—0,30 %;	maximum 0,020 %;

P
maximum 0,030 %.

După forjarea și prelucrarea de eboșare, arborii sînt supuși unui tratament termic de normalizare, urmat de călire și revenire în vederea obținerii unei structuri sorbitice omogene cu următoarele caracteristici mecanice:

Rezistența la rupere, σ_r	75—90 kgf/mm²;
Limita de curgere, σ_c	minimum 50 kgf/mm²;
Alungirea, δ	minimum 15%;
Reziliența longitudinală,	minimum 12 kgm/cm²;
Reziliența transversală,	minimum 6 kgm/cm².

În exploatarea unora dintre acești arbori cotiți au apărut ruperi și fisuri.

Dintre factorii care influențează ruperea sau fisurarea, nu se vor analiza cei care privesc prelucrările mecanice sau de exploatare ci numai acei caracteristici din punctul de vedere al calității materialului.

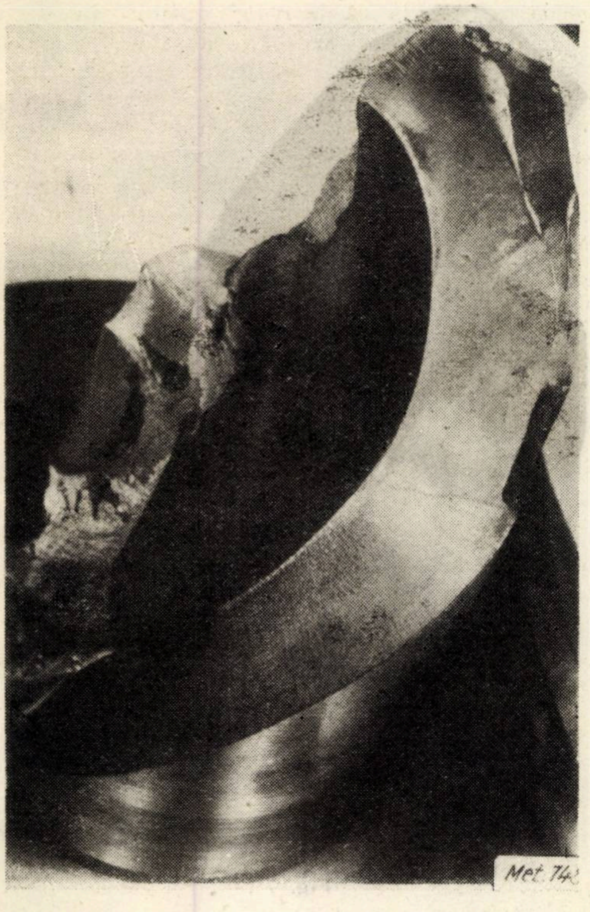


Fig. 2

Astfel în figura 2 se redă fractografia rupturii arborelui cotit *A*, la care fisura a fost evidențiată pe fusul pentru fixarea pinionului din două jumătăți.

Fisura este orientată la un unghi de aproximativ 45° față de axa arborelui și traversează nutul de pană. Analiza aspectului spărturii indică o rupere caracteristică de oboseală. Focarul principal al ruperii este în acest caz regiunea nutului de pană (notat cu *F*1). Aspectul zonei de rupere la oboseală din această spărtură este fin (lustruită), devenind relativ mai grosolan spre sfîrșitul zonei. Trecerea dintre zona de rupere la oboseală și zona de rupere statică este bine marcată, iar liniile de front ușor evidențiate păstrează caracter concav în raport cu focarul principal.

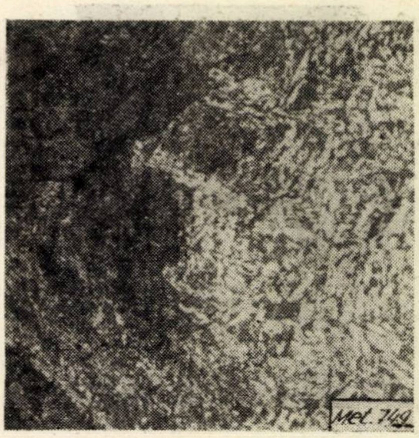


Fig. 3

Analiza microscopică efectuată pe proba din regiunea focarului principal arată o structură neomogenă constînd din regiuni sorbitice alături de regiuni sorbito-feritice (fig. 3) și incluziuni globulare nedeformate (fig. 4).

Încercările mecanice efectuate pe probe longitudinale din capătul rupt al arborelui au prezentat următoarele valori:

σ_c — 59 kgf/mm²; σ_r — 87 kgf/mm²; δ — 19%; ψ — 51%; K_L — 11,7; 10,2 kgf/cm².

Trebuie menționat că în spărtura de reziliență (fig. 5) apare o zonă caracteristică unei ruperi fragile.

Analiza chimică în cazul acestui arbore a dat valori care corespund prescripțiilor impuse: 0,34% C; 0,20% Si; 0,65% Mn; 0,77% Cr; 1,85% Ni; 0,20% Mo; 0,015% S; 0,016% P.

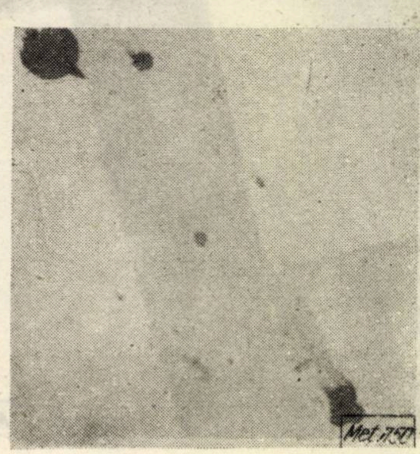


Fig. 4

În baza celor arătate rezultă că ruperea la oboseală a acestui arbore a avut loc la un coeficient de supraîncărcare ciclică mic, la amorsarea ruperii contribuind puritatea materialului (incluziuni nemetalice mai numeroase în regiunea focarului – chiar execuția nutului

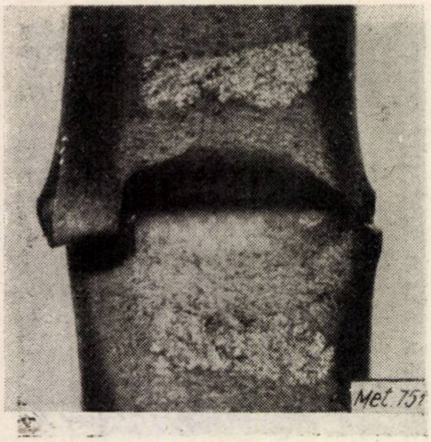


Fig. 5

de pană constituind o amorsă) și structura microscopică neomogenă.

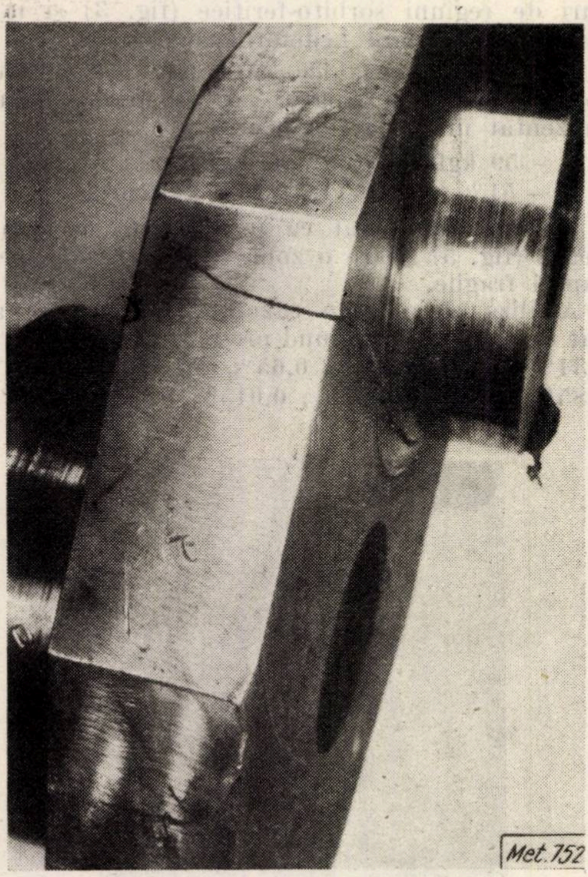


Fig. 6

Un caz asemănător ca aspect al casurii de oboseală și cauză de rupere dar diferit ca poziție de apariție a defectului îl constituie arborele cotit *B** la care pe un braț s-a produs o crăpătură adîncă.

În figura 6 se redă aspectul crăpăturii pentru acest arbore, iar în figura 7 se redă casura de rupere.

Din figurile 6 și 7 rezultă că focarul acestei ruperi este zona de racord a manetonului cu brațul. Zona de rupere la oboseală este foarte întinsă, avînd un aspect fin, iar liniile frontului de rupere sînt concave în raport cu focarul *F* din figura 7.

Proba metalografică din regiunea amorsei de rupere a pus în evidență aglomerări de

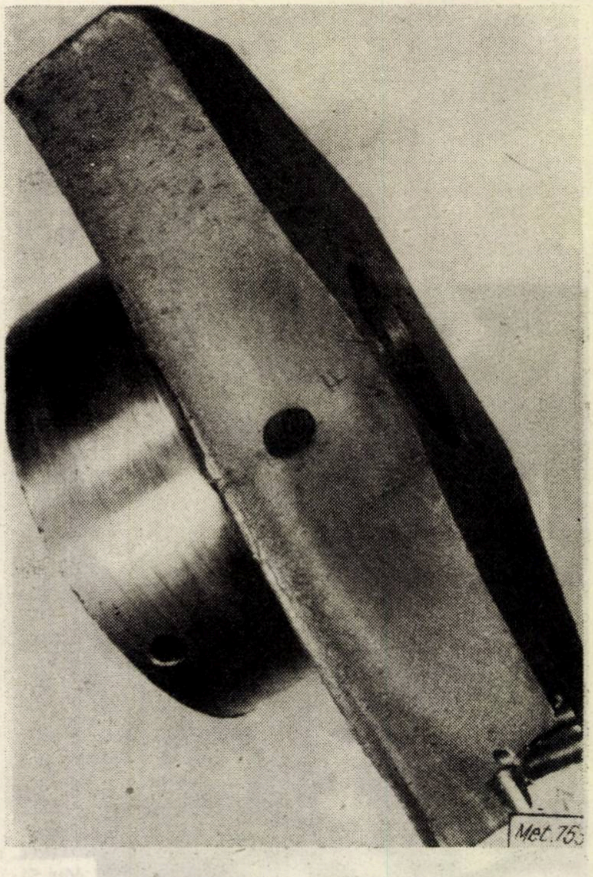


Fig. 7

incluziuni de sulfuri (fig. 8), punctaj 3–4 conform STAS 5998–58. Microstructura acestei probe constă din sorbită și separații masive de ferită (fig. 9), în timp ce structura metalografică în regiunea *a* constă din sorbită și separații bainitice (fig. 10).

La încercarea de reziliență, s-au obținut valori de 15,5 și 13,8 kgm/cm^2 la epruvete longitudinale și respectiv 9,7; 6,8; 9,5; 8,7 kgm/cm^2 pentru cele transversale. Duritatea a fost $HB = 222$.

---

* La analiza acestui arbore a participat și ing. S. Baicu de la ICEM.

Analiza chimică a fost: 0,32% C; 0,70% Mn; 0,22% Si; 0,78% Cr; 1,85% Ni; 0,32% Mo; 0,015% S; 0,014% P.

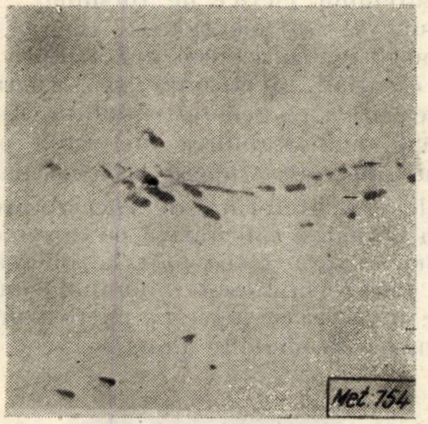


Fig. 8

Se remarcă şi în acest caz că în spărtura probei de rezilienţă a fost observată o zonă de rupere fragilă (fig. 11) cu menţiunea că în cazul acestui arbore întinderea acestei zone a fost mai mică decît la arborele *A* (de fapt şi valoarea rezilienţei a fost mai ridicată — pentru o rezistenţă de circa 80 kgf/mm²).

Spre deosebire de aceşti doi arbori, la care cauza principală a ruperii prin oboseală este constituită de defecţiuni de material de natură microscopică, cu atît mai periculoase cu cît au fost plasate în apropierea altor concentratori (nut de pană, zonă de racord) în cele ce urmează se va descrie cazul unui arbore rupt în regiunea fusului pentru fixarea pinionului din două jumătăţi, dar la care amorsa principală este un defect macroscopic de material. Aceasta este ilustrată în figura 12 care reprezintă aspectul zonei de rupere.

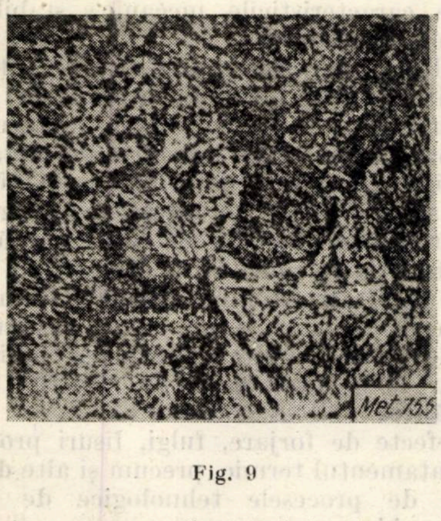


Fig. 9

Studiul metalografic al unei probe din regiunea amorsei (fig. 13) a evidenţiat faptul că defectul macrospopic constatat în focarul de rupere este un rest de suprapunere de la operaţia de forjare care nu a fost înlăturat prin prelucrările mecanice şi care a constituit atît cauza ruperii la oboseală a arborelui, cît şi a gripajului exterior observat pe suprafaţa fusului.

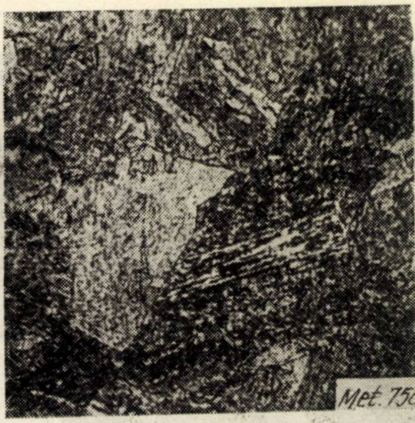


Fig. 10

Se poate preciza deci că factorii metalurgici care pot influenţa rezistenţa la oboseală a materialului pentru arborii cotiţi sînt:

1. Incluziunile nemetalice de natură exogenă şi endogenă, care în cazul cînd sînt relativ uniform repartizate şi nu depăşesc aproximativ punctajul 4 conform STAS 5998-58 reduc rezistenţa ciclică cu 15—20% pentru oţeluri de rezistenţă superioară.

Bineînţeles că la aprecierea influenţei pe care o exercită inlcuziunile asupra rezistenţei la oboseală trebuie să se aibă în vedere, pe lîngă forma şi distribuţia acestora, şi mărimea lor, precum şi faptul dacă acestea sînt situate în vecinătatea altor concentratori de tensiune (prelucrări mecanice grosolane, nuturi de pană, zone de racord, filete etc.), întrucît este cunoscut că efectul concentratorilor este cumulativ.

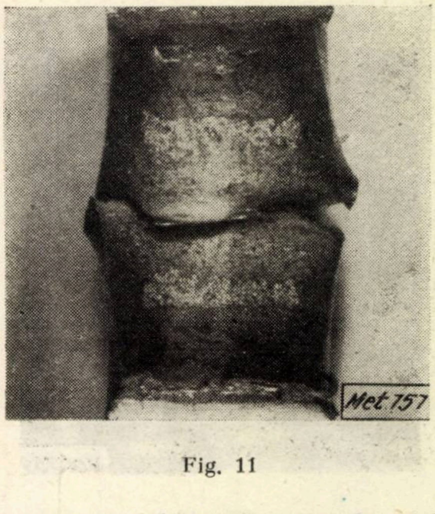
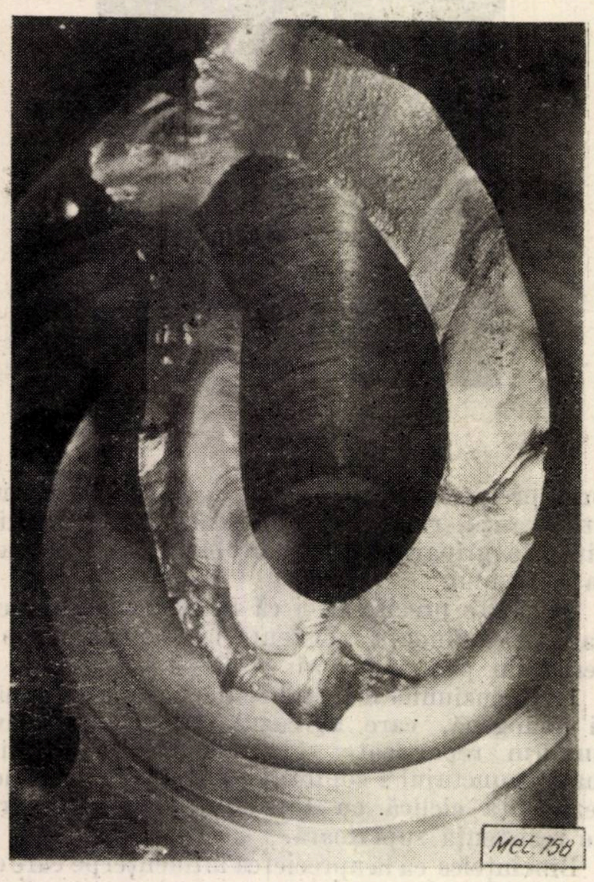


Fig. 11

În cazul arborilor cotiți studiați, incluziunile nemetalice constatate cu ocazia studiilor diferitelor cazuri de rupere au fost în special globulare, mai rar alungite și dispuse în șiruri.



F.g. 12

Din punct de vedere al naturii chimice, acestea au fost constituite în cea mai mare parte din silicați și oxizi și, în cazuri cu totul întîmplătoare, din sulfuri.

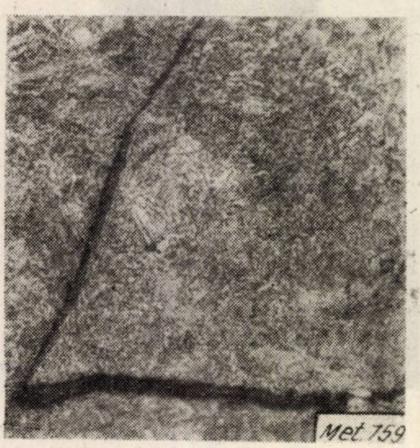


Fig. 13

2. Structura microscopică neomogenă ca : separații masive de ferită într-o masă sorbitică, structură aciculară de supraîncălzire sau structură în benzi (deosebit de dezavantajoasă în cazul sarcinilor ciclice de torsiune).

Trebuie să se menționeze că la ruperile de arbori analizate, cei doi factori microscopici esențiali (incluziuni și structură) au fost prezentați în general simultan, ceea ce a îngreunat mult stabilirea factorului predominant în amorsarea ruperii la oboseală.

Datele din literatura de specialitate privitoare la influența cantitativă pe care o exercită structura asupra rezistenței la oboseală sînt sărace, fiecare fabricant impunînd condiții de calitate în ceea ce privește microstructura în baza unor considerente practice.

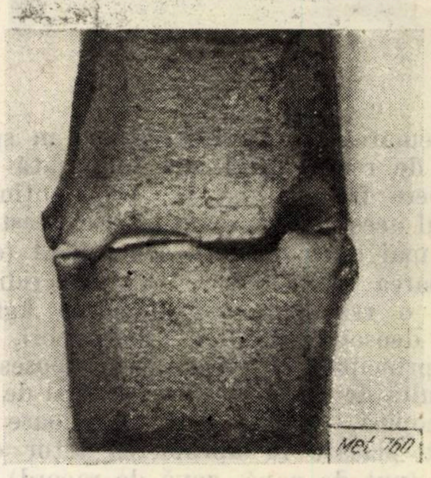


Fig. 14

Așa se explică de ce în cazul arborilor cotiți îmbunătățiți se utilizează un număr mare de calități de oțel cu diferențe apreciabile în ceea ce privește caracteristicile mecanice stabilite și chiar cele structurale.

Stabilirea unor criterii de alegere rațională a calității optime de oțel pentru arbori cotiți în funcție de puterea și viteza motorului a preocupat de mulți ani colective de metalurgi. Dintre încercările efectuate în această direcție, merită atenție ideea enunțată de Boegehold, prin care se recomandă stabilirea calității de oțel în funcție de solicitări și dimensiuni, avînd la bază cantitatea minimă necesară de martensită în centrul piesei, după călire. Pentru motoare de putere și viteză medie, se indică de exemplu 50% martensită în centrul piesei, după călire.

3. Defecte de forjare, fulgi, fisuri provenite de la tratamentul termic, precum și alte defecte cauzate de procesele tehnologice de prelucrare la cald.

Dintre acestea, în cazul acestor arbori au fost constatate doar defecte provenind de la forjare (suprapuneri). Nu se va insista asupra lor datorită faptului că aceste defecte sînt cu totul întîmplătoare, evidente și ușor de prevenit.

Analizînd particularitățile metalurgice constatate cu ocazia studierii arborilor cotiți, fisurați sau rupți în exploatare, trebuie amintit și faptul că, în aproape toate cazurile, la acești arbori s-a constatat în spărtura probelor de reziliență o zonă mai mult sau mai puțin accentuată de rupere fragilă. Valoarea rezilienței pentru aceste cazuri a fost cu 4—6 unități mai mică decît media încercărilor curente la rezistențe similare, dar cu aspectul de spărtură arătat în figura 14.

Apariția acestui aspect de spărtură nu poate fi pusă în legătură cu natura structurii metalografice, întrucît în cazul oțelului Cr—Ni—Mo studiat acest aspect a fost observat atît la structurile sorbitice, cît și la cele neomogene. Asupra cauzelor și condițiilor tehnologice care conduc la apariția structurii cristaline nu se dispune pînă în prezent de date suficiente pentru a preciza dacă este urmarea unui fenomen asemănător fragilității de revenire sau a unei supraîncălziri.

Din această prezentare a caracteristicilor metalografice observate cu ocazia studierii unor arbori cotiți, fisurați sau rupți în exploatare, rezultă că problema găsirii măsurilor tehnologice de îmbunătățire a calității este destul de complexă și rezolvarea ei impune luarea în considerare a mai multor parametri. Astfel, dacă în ceea ce privește incluziunile nemetalice, problema în principal se reduce la luarea unor măsuri tehnologice de pregătire a materialului șarjei, de conducere a afinării, a dezoxidării și o pregătire corespunzătoare a jgheabului și oalei de turnare, problema structurii neomogene în benzi și a aspectului spărturii cristaline trebuie analizată ținînd seama de întreg procesul tehnologic (elaborare, forjare, răcire izotermă și tratament termic final).

CZ 621.744.48

Cu privire la teoria și calculul mașinilor de formare prin aruncare

Ing. IULIAN OPRESCU
Institutul Politehnic – București

1. Stadiul actual al teoriei și practicii formării prin aruncare

În turnătorii, una dintre operațiile cele mai grele, care necesită un volum mare de muncă manuală, este formarea și în special executarea formelor mari și foarte mari. Executarea mecanizată a acestora se realizează cu mașini de formare prin aruncare, care au apărut și au căpătat o suficient de largă utilizare în ultimii 10—15 ani.

În prezent, sînt introduse în producție tipuri constructive variate de mașini de formare prin aruncare cu debite de 5—60 m^3/h amestec îndesat și viteze de aruncare pînă la 60 m/s, fixe sau deplasabile (în consolă sau tip locomotivă), cu alimentare frontală sau tangențială a capului de aruncare [1], [2], [3], [4], [5], prevăzîndu-se pentru viitorul apropiat automatizarea lor pe bază de comandă program [6]. Această gamă largă de mașini acoperă un domeniu mare de productivități și de dimensiuni ale ramelor de formare, precum și de materiale metalice turnate (fontă, oțel, diverse metale și aliaje neferoase). Mașinile de formare prin aruncare sînt utilizate atît la producția individuală, cît și la cea de serie și în masă, în ultimele două cazuri fiind integrate în linii de formare mecanizate în flux.

Tendința actuală de extindere pe scară largă a utilizării acestor mașini are la bază avantajele mari pe care le prezintă formarea prin aruncare: productivitate ridicată datorită debitului mare și realizării simultane a umplerii și îndesării formei; grad de îndesare foarte ridicat, uniform pe înălțimea și secțiunea ramei și puțin sensibil la variațiile de formă și dimensiuni ale modelului; posibilitate de a executa forme și miezuri de dimensiuni foarte variate [1], [3], [4], [7]. Ca urmare, calitatea pieselor turnate este superioară, iar prețul de cost este redus, ceea ce conferă o evidentă superioritate formării prin aruncare față de alte metode de formare.

Cu toate aceste avantaje, răspîndirea mașinilor de formare prin aruncare este încă redusă, tendința de extindere a lor fiind frînată de o serie de lipsuri constructive și funcționale, precum și de o serie de deficiențe care apar frecvent în exploatare. Printre aceste deficiențe, cea principală, care influențează puternic negativ stabilitatea în funcționare a mașinilor, este abaterea puternică de la verticală a jetului de amestec de formare, însoțită de mărirea unghiului de dispersie a acestuia, ceea ce conduce la îndesarea necorespunzătoare și neuniformă a amestecului în rama de formare și chiar la blocarea (înfundarea) capului de aruncare.

Ca urmare, remedierea acestor deficiențe și perfecționarea tipurilor existente de mașini de formare prin aruncare reprezintă probleme de actualitate, constituind premisa introducerii rapide și pe scară largă în producție a acestor mașini. Cercetările teoretice și experimentale din ultimii ani sînt axate pe următoarele direcții principale:

a. *Perfecționarea construcției mașinilor, în special a capului de aruncare și a dispozitivelor de alimentare a acestuia* [3], [8], [9], [10], [11].

b. *Punerea la punct a teoriei procesului de lucru al capului de aruncare și, pe această bază, a calculului acestuia*: teoria prof. P. N. Aksenov [1] este în general premisa tuturor lucrărilor teoretice [9], [12], [13], [14], [15], care studiază în special etapa cinematică și mai puțin celelalte etape ale procesului de lucru al capului de aruncare. Teoria etapei cinematice este tratată în cele mai multe lucrări în cazul limită teoretic (fără considerarea frecării amestec-cupă), fără a se introduce în calcul toți factorii care condiționează procesul de aruncare; ca urmare, în literatură nu se precizează relații simple și practice care să stea la baza calculului de proiectare a capului de aruncare. Dezvoltarea calculului organelor anexe ale capului de aruncare [6], [16] constituie de asemenea o condiție necesară a bunei funcționări a acestuia.

c. *Stabilirea regimurilor optime de funcționare a mașinilor și a condițiilor optime de exploatare*, în vederea obținerii caracteristicilor optime ale formei, funcție de materialul metalic care se toarnă, amestecul de formare folosit, dimensiunile ramelor etc. [7], [13], [17].

d. *Calculul tehnico-economic al mașinilor*, în scopul utilizării lor în condițiile cele mai adecvate, corespunzătoare productivității maxime [4].

Este evident că funcționarea precisă și stabilă, la valorile optime ale parametrilor tehnologici, a capului de aruncare este condiționată în primul rînd de metoda de calcul al acestuia, care trebuie să se bazeze pe o teorie a procesului de lucru care ia în considerare toți parametrii care determină acest proces și, implicit, cel de îndesare a amestecului în rama de formare. Lucrarea de față are ca obiect studiul teoretic, bazat pe datele experimentale existente, al procesului de lucru al capului de aruncare și stabilirea unei metode practice și eficiente de calcul și reglare ale capului de aruncare, care să prevină principalele deficiențe în exploatarea mașinilor.

2. Parametrii procesului de lucru al capului de aruncare

Procesul de lucru al capului de aruncare reprezintă un fenomen complex, care poate fi împărțit în următoarele etape principale: umplerea cupei cu amestec de formare, formarea pachetului de amestec prin centrifugare, deplasarea cupei cu pachetul de-a lungul arcului de ghidare și cinematica pachetului de amestec, care are ca efect final aruncarea și îndesarea acestuia în rama de formare.

Etapa finală, utilă a acestui proces, care poate fi considerată ca principală și care stă la baza calculului capului de aruncare, este etapa cinematică.

Pe de altă parte, toate aceste etape se intercondiționează în sensul rotației, astfel încît etapa cinematică este influențată de fapt de parametrii întregului proces de lucru. Prin această prismă, parametrii principali ai etapei cinematice sînt următorii:

a) *parametrii condiționați de etapele precedente*: forma și mărimea pachetului de amestec de formare și gradul de îndesare a acestuia obținut prin centrifugare;

b) *parametrii de construcție a capului de aruncare*: raza arcului de ghidare, înclinarea și forma cupei, viteza de rotație a rotorului;

c) *parametrii legați de caracteristicile amestecului de formare*: compoziția și umiditatea acestuia.

Toți acești factori, strîns corelați între ei, influențează asupra etapei cinematice a procesului de lucru, determinînd modul de deplasare în cupă a pachetului de amestec de formare și valorile finale ale caracteristicilor procesului de aruncare: viteza relativă, viteza absolută (de aruncare), direcția de aruncare și unghiul de dispersie a jetului de amestec.

Pentru a exprima cît mai exact fenomenul real, teoria etapei cinematice a procesului de lucru, care stă la baza calculului și reglării capului de aruncare, trebuie să țină seamă de acest întreg complex de parametri și să stabilească legătura acestora cu caracteristicile procesului de aruncare. În acest scop, are importanță deosebită alegerea corectă a valorilor parametrilor și a modului lor de acțiune, în special pentru aceia a căror acțiune este indirectă. Analiza procesului de lucru al capului de aruncare, pe baza cercetărilor teoretice și experimentale, permite precizarea acestor parametri.

a. *Forma pachetului* este prismatică, cu înălțimea egală cu lățimea b a cupei, iar baza este triunghiulară cu laturi curbe (arcul de ghidare, peretele posterior al cupei, suprafața liberă formată în cîmpul forțelor centrifuge) [7]. Forma exactă a secțiunii transversale a pachetului [14] este prea pretențioasă pentru calcul, ea putînd fi considerată cu foarte bună aproximație un triunghi cu înălțimea și baza egale a, conform teoriei prof. P. N. Aksenov [1], [14], [15].

b. *Mărimea pachetului* este determinată de raza arcului de ghidare R și raza la vîrful pachetului r_i. Diferența $a = R - r_i$ măsoară mărimea *absolută* a pachetului, iar raportul $K = \frac{R}{r_i}$ mărimea sa *relativă*; intervalul acoperitor de variație a acestui raport este $K = 1,0-1,4$.

c. *Gradul de îndesare* a pachetului în cîmpul forțelor centrifuge γ_p este un factor strîns corelat cu ceilalți; el este determinat de raza capului de aruncare, viteza de rotație a rotorului și caracteristicile amestecului prin relația cunoscută [1]

$$\gamma_p = 1 + c \cdot p^{0,25},$$

în care:

c este coeficientul experimental care introduce caracteristicile amestecului; $c = 0,4-0,6$;

p — presiunea asupra pachetului de amestec, determinată de valoarea forței centrifuge, variabilă pe secțiunea transversală a pachetului.

Considerarea în calcule a variației gradului de îndesare în diverse puncte ale pachetului [14] este dificilă; valorile sale experimentale sînt foarte variate, fiind puternic influențate de caracteristicile amestecului: amestecul argilos, umed, se îndeasă puternic în cîmpul forțelor centrifuge, în timp ce amestecul nisipos, mai puțin umed, se îndeasă slab, rezultînd un pachet friabil.

Gradul de îndesare γ_p influențează mărimea pachetului (valoarea razei r_i), modul de deplasare a pachetului în cupă și coeficientul de frecare amestec-cupă. Modul de deplasare este influențat astfel: pachetul compact, cu grad de îndesare mare, se va deplasa ca un întreg și va fi aruncat ca atare sau în bulgări separați, în timp ce pachetul cu grad de îndesare redus va fi aruncat în jet de particule separate. Coeficientul de frecare amestec-cupă μ este legat de gradul de îndesare γ_p prin relația [1], [14]:

$$\mu = \beta(1-0,19\gamma_p), \tag{2}$$

în care:

β este coeficientul experimental, care introduce gradul de prelucrare a pereților cupei; $\beta = 0,5-0,7$.

Considerînd $\gamma_p = 1,4-1,7$ g/cm³ [7], [14], rezultă din relația (2) $\mu = 0,33-0,52$, deci o valoare destul de mare a coeficientului de frecare, care nu poate fi neglijată în calcule.

În concluzie rezultă că gradul de îndesare obținut prin centrifugare trebuie să fie cît mai mare, condiționînd deplasarea pachetului ca un întreg și valorile minime ale coeficientului de frecare.

d. *Caracteristicile de construcție* a capului de aruncare: raza arcului de ghidare R variază în general în limitele 200—400 mm, unghiul de înclinare înapoi la muchia de ieșire a cupei este $\gamma = 20°$, iar viteza de rotație a rotorului se găsește în limitele uzuale $n = 900-1\,700$ rot/min [1], [14], [16], [17].

e. *Caracteristicile amestecului de formare* (compoziția și umiditatea) acționează indirect prin influența pe care o au asupra gradului de îndesare a pachetului γ_p, coeficientului de frecare amestec-cupă μ și modului de deplasare a pachetului. Se pot considera două cazuri extreme posibile:

— la umiditate mare și conținut ridicat de argilă, adeziunea dintre particulele de amestec este mare, pachetul se îndeasă puternic în cîmpul forțelor centrifuge și deci se va deplasa pe peretele posterior al cupei ca un corp solid, fiind aruncat în rama de formare ca un tot întreg sau fragmentat în bulgări; coeficientul de frecare variază cu umiditatea și cu natura suprafeței de frecare, după cum pachetul se deplasează pe peretele posterior de oțel al cupei sau pe un strat de amestec remanent pe acesta;

— la umiditate redusă și conținut ridicat de nisip, adeziunea dintre particulele de amestec este mică și pachetul se va deplasa și va părăsi cupa în straturi izolate, pe direcție radială, cu frecare puternică nisip-nisip, numai ultimul strat urmînd eventual profilul peretelui posterior al cupei.

Între aceste două cazuri extreme există bineînțeles o gamă întreagă de cazuri intermediare, funcție de corelația dintre umiditatea și compoziția amestecului de formare. Practic însă aceste cazuri extreme au cea mai mare importanță, deoarece coincid cu corelația umiditate-conținut de argilă necesară din punct de vedere tehnologic.

Cantitativ, influența caracteristicilor amestecului de formare în aceste două cazuri se poate exprima prin valorile: $\gamma_p = 1,4-1,7$ g/cm³, $\gamma = 0-20°$; $\mu = 0-0,7$. Intervalul de variație a coeficientului de frecare include valorile date de relația (1), limitele sale corespunzînd cazului limită teoretic ($\mu = 0$) și frecării amestec-amestec în mișcare ($\mu = 0,7$ la limita inferioară a unghiului de taluz natural al nisipului).

Această interpretare a parametrilor procesului de lucru al capului de aruncare permite să se explice rezultatele experimentale aparent contradictorii obținute în unele cercetări, după care pachetul de amestec de formare este aruncat fie ca un întreg [7], [13], fie în jet continuu [16], [17]; în realitate ambele moduri de aruncare sînt posibile, corespunzător cazurilor extreme de mai sus.

Pe de altă parte, din întreaga gamă de regimuri de funcționare a capului de aruncare se pot preciza patru cazuri reale posibile, care trebuie să stea la baza calculului și reglării capului de aruncare:

a) cupă înclinată ($\gamma = 20°$), fără frecare ($\mu = 0$): este cazul limită la deplasarea nefragmentată sau în bulgări separați a pachetului puternic îndesat din amestec argilos;

b) cupă înclinată ($\gamma = 20°$), cu frecare amestec-oțel ($\mu = 0,3-0,5$, funcție de gradul de îndesare și gradul de prelucrare a pereților cupei): cazul deplasării pachetului de amestec argilos pe peretele posterior de oțel al cupei;

c) cupă înclinată ($\gamma = 20°$), cu frecare amestec-amestec ((maximum $\mu = 0{,}7$) : cazul deplasării pachetului de amestec argilos pe un strat remanent de amestec ;

d) cupă radială ($\gamma = 0°$), cu frecare amestec-amestec ($\mu = 0{,}7$) : cazul deplasării în straturi radiale a pachetului slab îndesat de amestec nisipos.

În concluzie, parametrii etapei cinematice influențează asupra procesului de aruncare în acțiunea următorilor parametri principali : K (mărimea relativă a pachetului de amestec), R, γ, n (caracteristicile capului de aruncare), μ (gradul de îndesare, compoziția și umiditatea amestecului) și modul de deplasare a pachetului (gradul de îndesare, compoziția și umitatea amestecului).

3. Teoria generală a etapei cinematice a procesului de lucru al capului de aruncare

3.1. *Expresiile caracteristicilor procesului de aruncare*

Etapa cinematică a procesului de lucru al capului de aruncare cuprinde două faze : deplasarea pachetului în cupa rotitoare și aruncarea pachetului într-o anumită poziție a rotorului, pe o direcție de evacuare și cu o viteză de evacuare anumite.

Elementele cinematice ale acestor două faze sînt (fig. 1) :

— viteza relativă la muchia de ieșire a cupei, w ;

— unghiul de rotire a cupei în timpul deplasării pachetului de amestec în cupă, φ ;

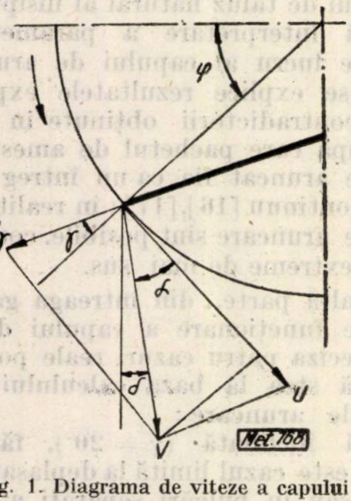


Fig. 1. Diagrama de viteze a capului de aruncare.

— viteza absolută de ieșire (aruncare) a amestecului, v ;

— direcția vitezei absolute, măsurată prin unghiul $\delta = \varphi - \alpha$.

Neglijînd dimensiunile și greutatea pachetului de amestec*, mișcarea acestuia se poate reduce la deplasarea unui punct material de masă m, cu frecare (μ), pe peretele posterior (paletă) al unei cupe rotitoare înclinată

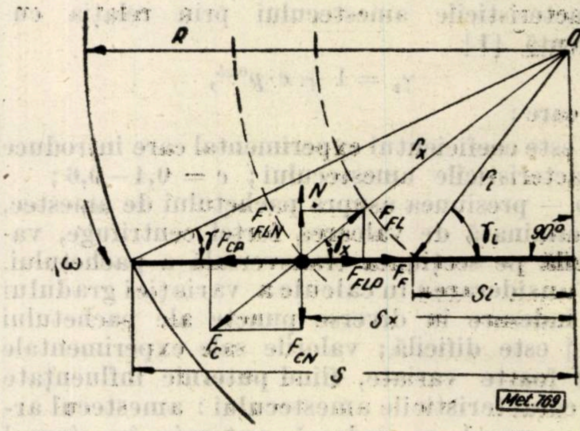


Fig. 2. Schemă pentru calculul elementelor mișcării pe paletă rotitoare în cazul general.

înapoi (γ), cu pereți laterali. Schema de calcul este prezentată în figura 2, în care s-au notat :

r_x, s_x — raza curentă, respectiv spațiul pe paletă al punctului ;

r_i, s_i — raza inițială, respectiv spațiul inițial pe paletă al punctului ;

R, S — raza rotorului și lungimea paletei ;

γ_x, γ_i, γ — unghiul dintre raza curentă și paletă, respectiv dintre raza inițială și paletă și unghiul de înclinare înapoi a paletei ;

ω — viteza unghiulară a paletei rotitoare.

Rezultă următoarele expresii ale forțelor ce acționează asupra punctului :

— forța centrifugă :

$$F_c = mr_x\omega^2 ; \tag{3}$$

— componentele normală și pe paletă ale forței centrifuge :

$$F_{CN} = mr_x\omega^2 \sin\gamma_x ; \tag{4}$$

$$F_{CP} = mr_x\omega^2 \cos\gamma_x ; \tag{5}$$

— forța de apăsare pe paletă (rotitoare de inerție) :

$$N = 2m\omega \frac{ds_x}{dt} ; \tag{6}$$

---

* Greutatea pachetului este foarte mică față de valoarea celorlalte forțe care acționează asupra sa ; mai mult, neglijarea greutății pachetului reprezintă o aproximație în plus.

— forţa de frecare pe pereţii laterali ai cupei[*] :

$$F_{FL} = mr_x\omega^2 k_m\mu\,; \tag{7}$$

— componentele normală şi pe paletă ale acestei forţe :

$$F_{FLN} = mr_x\omega^2 k_m\mu\,\sin\gamma_x\,; \tag{8}$$

$$F_{FLP} = mr_x\omega^2 k_m\mu\,\cos\gamma_x\,; \tag{9}$$

— forţa de frecare pe peretele posterior al cupei :

$$F_{FP} = (N + F_{LN} - F_{CN})\,\mu. \tag{10}$$

La deplasarea fără viteză iniţială (cazul capului de aruncare), ecuaţia de mişcare a punctului material este :

$$m\frac{d^2s_x}{dt^2} = mr_x\omega^2\cos\gamma_x(1 - k_m\cdot\mu) - \mu\Big[2m\omega\frac{ds_x}{dt} - mr_x\omega^2\sin\gamma_x(1 - k_m\cdot\mu)\Big]. \tag{11}$$

Introducînd în calcul următoarele relaţii între elementele geometrice şi caracteristicile de construcţie ale rotorului R şi γ (fig. 2) :

$$S = R\cos\gamma\,;\quad S_{x\,(i)} = r_{x\,(i)}\cdot\cos\gamma_{x\,(i)}\,; \quad (12, 12', 12'')$$

$$\sin\gamma_{x\,(i)} = \frac{R}{r_{x\,(i)}}\cdot\sin\gamma\,; \quad (13, 13')$$

$$\cos\gamma_{x\,(i)} = \frac{1}{r_{x\,(i)}}\cdot\sqrt{r^2_{x\,(i)} - R^2\cdot\sin^2\gamma}\,; \quad (14, 14')$$

$$s_{x\,(i)} = \sqrt{r^2_{x\,(i)} - R^2\cdot\sin^2\gamma}, \quad (15, 15')$$

prin rezolvarea ecuaţiei (11) rezultă expresiile elementelor mişcării la muchia de ieşire a paletei în cazul general. Introducînd în aceste expresii relaţia evidentă $\varphi = \omega t$ (t — timpul de deplasare a punctului material pe paletă) şi notaţia $p = \sqrt{\mu^2 + 1 - k_m\cdot\mu}$, ele devin, după transformări :

— expresia spaţiului (unghiului de rotire φ) :

$$R\cos\gamma = \left(\sqrt{r_i^2 - R^2\cdot\sin^2\gamma} + \mu R\sin\gamma\right)\left(\mathrm{ch}\,p\varphi + \frac{\mu}{p}\,\mathrm{sh}\,p\varphi\right)e^{-\mu\varphi} - \mu R\,sin\gamma\,; \tag{16}$$

— expresia vitezei relative (pe paletă) :

$$w = \frac{\omega}{p}\left(\sqrt{r_i^2 - R^2\cdot\sin^2\gamma} + \mu R\sin\gamma\right)\cdot e^{-\mu\varphi}\cdot\mathrm{sh}\,p\varphi\,; \tag{17}$$

— expresia vitezei absolute (de aruncare) (fig. 1) :

$$v = \sqrt{w^2 + u^2 - 2wu\sin\gamma}\,; \tag{18}$$

— expresia unghiului de abatere de la verticală a vitezei absolute (fig. 1) :

$$\delta = \varphi - \alpha, \tag{19}$$

în care :

$$\alpha = \arcsin\frac{w}{v}\cdot\cos\gamma. \tag{20}$$

Înlocuind în relaţiile (16—20) $K = \frac{R}{r_i}$, rezultă expresiile finale de calcul ale elementelor mişcării ; în tabela 1 sînt prezentate aceste expresii în cazul general şi cazurile particulare posibile pentru φ şi w, rezultînd expresia generală a vitezei absolute (de aruncare) :

$$\frac{v}{\omega R} = \sqrt{\left(\frac{w}{\omega R}\right)^2 + 1 - 2\frac{w}{\omega R}\cdot\sin\gamma}, \tag{29}$$

în care w şi γ se înlocuiesc pentru cazul respectiv, şi expresia unghiului de abatere de la verticală a direcţiei vitezei absolute

$$\delta = \varphi - \arcsin\frac{w}{v}\cos\gamma, \tag{30}$$

în care, de asemenea, φ, w, v şi γ se înlocuiesc pentru cazul respectiv.

Relaţiile stabilite (21—30) permit determinarea analitică sau grafică a influenţei tuturor parametrilor etapei cinematice (K, R, γ, n, μ) asupra caracteristicilor acesteia (φ, w, v, α, δ) ; ele se pot aplica pentru orice punct al pachetului de amestec de formare prin varierea razei iniţiale r_i din raportul $K = \frac{R}{r_i}$, care măsoară mărimea relativă a pachetului.

Aceste relaţii se caracterizează prin faptul că *exprimă caracteristicile procesului de aruncare funcţie de caracteristicile de construcţie ale capului de aruncare*, ceea ce permite folosirea lor în calculul practic al capului de aruncare.

Prin introducerea parametrului $K = \frac{R}{r_i}$ s-a eliminat mărimea absolută a pachetului de amestec (r_i), pentru care nu există nici un criteriu de predeterminare ; de asemenea, prin introducerea rapoartelor $\frac{w}{\omega R}$ şi $\frac{v}{\omega R}$ s-a eliminat viteza de rotaţie a rotorului capului de aruncare.

Relaţiile (21—30) pun în evidenţă concluzia deosebit de importantă că la $\mu = ct$ şi $\gamma = ct$ caracteristicile etapei cinematice depind numai de factorul K, care este parametrul determinant al cinematicii pachetului de amestec. Influenţa minimă o are parametrul n (viteza de rotaţie a rotorului) care este numai

---

[*] Expresia acestei forţe s-a stabilit prin introducerea coeficientului de mobilitate $k_m = \frac{1 - \sin\theta}{1 + \sin\theta}$ (θ — unghiul de taluz natural), prin analogie cu deplasarea coloanei de material în silozuri [18], considerînd, ca o aproximare în plus, că suprafeţele secţiunilor transversală şi longitudinală ale pachetului sînt egale.

Tabela 3

Expresiile caracteristicilor φ şi *w* ale etapei cinematice

Cazul	Caracteristicile etapei cinematice			
	Unghiul de rotire a cupei, φ		Viteza relativă, *w*	
general $\gamma \neq 0$ $\mu \neq 0$	$\dfrac{\mathrm{ch}p\varphi + \dfrac{\mu}{p}\,\mathrm{sh}p\,\varphi}{e^{\mu\varphi}} = \dfrac{\cos\gamma + \mu\sin\gamma}{\sqrt{\dfrac{1}{K^2} - \sin^2\gamma + \mu\sin\gamma}}$	(21)	$\dfrac{w}{\omega R} = \dfrac{\mathrm{sh}p\,\varphi}{p\cdot e^{\mu\varphi}}\left(\sqrt{\dfrac{1}{K^2} - \sin^2\gamma} + \mu\sin\gamma\right)$	(25)
$\gamma \neq 0$ $\mu = 0$	$\varphi = \mathrm{arch}\,\dfrac{\cos\gamma}{\sqrt{\dfrac{1}{K^2} - \sin^2\gamma}}$	(22)	$\dfrac{w}{\omega R} = \mathrm{sh}\,\varphi\cdot\sqrt{\dfrac{1}{K^2} - \sin^2\gamma}$	(26)
$\gamma = 0$ $\mu \neq 0$	$\dfrac{\mathrm{ch}p\,\varphi + \dfrac{\mu}{p}\,\mathrm{sh}p\,\varphi}{e^{\mu\varphi}} = K$	(23)	$\dfrac{w}{\omega R} = \dfrac{\mathrm{sh}p\,\varphi}{pe^{\mu\varphi}}\cdot\dfrac{1}{K}$	(27)
$\gamma = 0$ $\mu = 0$	$\varphi = \mathrm{arch}\,K$	(24)	$\dfrac{w}{\omega R} = \mathrm{sh}\,\varphi\cdot\dfrac{1}{K}$	(28)

factor de amplificare în expresiile vitezelor *w* şi *v* şi nu are nici o influenţă asupra unghiurilor φ, α şi δ, care sînt independente de viteza de rotaţie.

3.2. *Influenţa parametrilor etapei cinematice asupra caracteristicilor procesului de aruncare*

Prin reprezentarea grafică a ecuaţiilor (21—30), în domeniul anterior indicat de variaţie a parametrilor etapei cinematice, se poate determina influenţa acestora asupra caracteristicilor procesului de aruncare. Dintre acestea din urmă, cele finale, de importanţă practică, sînt viteza de aruncare *v* şi unghiul de abatere de la verticală δ, acest unghi putînd fi considerat drept caracteristica determinantă a procesului de aruncare, deoarece condiţionează nemijlocit stabilitatea în funcţionare a capului de aruncare.

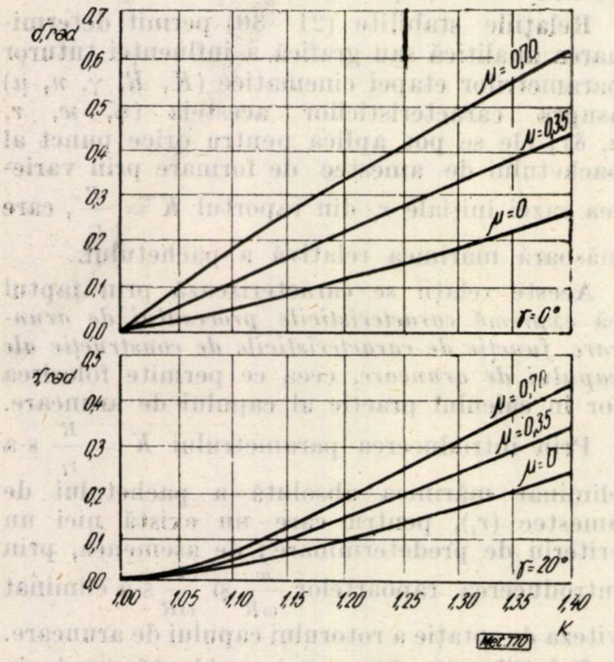


Fig. 3. Variaţia abaterii de la verticală a vitezei de aruncare funcţie de raportul $K = \dfrac{R}{r_i}$ pentru $\gamma = 0°$ şi $\gamma = 20°$.

Abaterea de la verticală a vitezei absolute există permanent în sensul rotaţiei ($\delta = \varphi - \alpha \geqslant 0$), crescînd continuu cu parametrul *K*, deci cu mărimea pachetului de amestec de formare (fig. 3 şi 4); nu există nici o poziţie a punctului

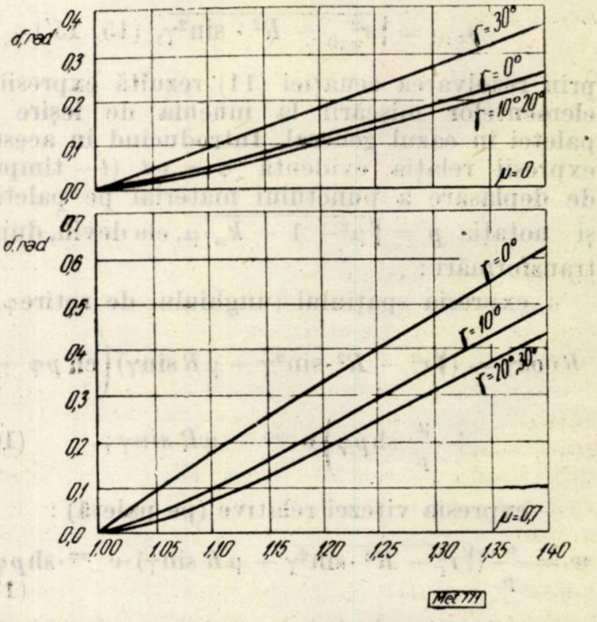


Fig. 4. Variaţia abaterii de la verticală a vitezei de aruncare funcţie de raportul $K = \dfrac{R}{r_i}$ pentru $\mu = 0$ şi $\mu = 0,7$.

de evacuare a pachetului de amestec pentru care viteza de aruncare este verticală, în afară de poziția corespunzătoare la $K = 1$.

Creşterea abaterii de la verticală a vitezei de aruncare este cu atît mai puternică cu cît coeficientul de frecare amestec-cupă este mai mare, la orice valoare a unghiului de înclinare a cupei; influența frecării se manifestă însă cu atît mai slab cu cît unghiul de înclinare a cupei este mai mare (fig.3).

La $\mu = 0$, creşterea unghiului de înclinare a cupei are o influență uşor favorabilă pînă la 20°, pentru ca apoi să influențeze dezavantajos; cu mărirea coeficientului de frecare, valoarea unghiului δ începe să scadă cu înclinarea cupei pentru ca la $\mu = 0,7$ această influență să fie net favorabilă (fig. 4).

Rezultă deci că pentru obținerea unei abateri minime de la verticală a vitezei de aruncare, pachetul de amestec trebuie să fie cît mai mic şi coeficientul de frecare amestec-cupă, de asemenea, cît mai redus. Pentru întreg intervalul de variație a coeficientului de frecare ($\mu = 0 - 0,7$) unghiul de înclinare optim este 20°.

Gradul de îndesare obținut prin centrifugare trebuie să fie cît mai mare, deoarece astfel se asigură deplasarea pachetului (întreg sau fragmentat) pe peretele înclinat la 20° al cupei, o valoare minimă a coeficientului de frecare şi dimensiuni minime ale pachetului de amestec, la debit de alimentare constant.

Umiditatea amestecului trebuie să se găsească într-un interval optim, în care favorizează deplasarea pachetului pe peretele posterior al cupei cu coeficient de frecare nu prea mare. Peste valoarea maximă a acestui interval, creşte adeziunea amestecului de pereții cupei, determinînd creşterea unghiului δ şi în final chiar blocarea pachetului în cupă; sub valoarea minimă a acestui interval pachetul se îndeasă slab prin centrifugare, are dimensiuni mari (creşte K) şi coeziune redusă între particule, deplasîndu-se în straturi radiale ($\gamma = 0$), cu frecare mare, toți aceşti factori conducînd la creşterea puternică a unghiului de abatere de la verticală a vitezei de aruncare (fig. 4).

Compoziția amestecului de formare influențează în mod asemănător cu umiditatea: amestecurile argiloase cu conținutul de argilă sub limita căreia îi corespunde tehnologic valoarea maximă a intervalului optim de umiditate sînt favorabile, determinînd deplasarea pachetului (întreg sau fragmentat) pe peretele înclinat la 20° al cupei; amestecurile nisipoase vor avea acelaşi efect ca şi umiditatea redusă, acțiunea lor fiind cu atît mai puternică, cu cît cele două cauze se cumulează.

Se poate preciza în concluzie că abaterea de la verticală a vitezei de aruncare suferă o influență complexă; înclinarea optimă a cupei este de 20° şi amestecurile argiloase sînt favorabile față de cele nisipoase, umiditatea lor trebuind să se găsească într-un interval optim. Deoarece compoziția şi umiditatea amestecurilor, la care unghiul δ este foarte sensibil, variază în exploatare (modificînd valorile gradului de îndesare γ_p, coeficientului de frecare μ şi modul de deplasare a pachetului), devine evidentă cauza lipsei de stabilitate a maşinilor în funcționare şi a apariției deficiențelor semnalate mai sus; singura posibilitate de prevenire a acestora este reglarea continuă în exploatare a capului de aruncare, corespunzător cu regimul său de lucru.

În ceea ce priveşte viteza de aruncare, aceasta variază în mod diferit cu mărimea pachetului de amestec (fig. 5 şi 6), după cum cupa este radială (creştere continuă) sau înclinată înapoi (scădere pînă la un minim, cu atît mai pronunțat cu cît înclinarea cupei este mai mare, urmată de creştere).

Înclinarea înapoi a cupei influențează puternic dezavantajos valoarea vitezei de aruncare (fig.6); coeficientul de frecare acționează în acelaşi sens (fig. 5), însă mult mai slab, influența sa putînd fi chiar neglijată, la $\gamma = 20°$, pentru valori $K \leqslant 1,15 - 1,20$.

Conținutul mare de nisip şi, implicit, umiditatea minimă a amestecului influențează favorabil valoarea vitezei, care creşte puternic pentru $\gamma = 0$, chiar la coeficient de frecare mare (fig. 6).

Rezultă în concluzie că, pentru cupa înclinată la 20° (înclinare optimă din punct de vedere al abaterii de la verticală), variația vitezei de aruncare poate avea loc în două cazuri extreme: la grad de îndesare mare, umiditate în interval optim şi conținut de argilă ridicat, viteza la început scade, pentru ca apoi să crească fără a atinge însă, pentru valorile K uzuale, valoarea vitezei periferice (fig. 5); la conținut de nisip mare şi umiditate

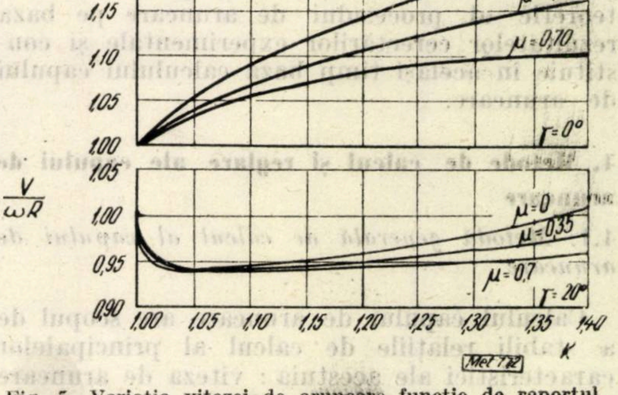


Fig. 5. Variația vitezei de aruncare funcție de raportul $K = \frac{R}{r_i}$ pentru $\gamma = 0°$ şi $\gamma = 20°$.

redusă ($\gamma = 0$), viteza crește încă de la început peste valoarea celei periferice (fig. 5).

Trebuie subliniată importanța deosebită a influenței factorilor tehnologici, variabili în exploatare, asupra caracteristicilor procesului de aruncare; precizarea acțiunii acestora necesită studii experimentale suplimentare. Diagramele de variație a caracteristicilor procesului de aruncare funcție de parametrii etapei cinematice, obținute prin reprezentarea grafică a ecuațiilor (21–30), permit studiul teoretic al procesului de aruncare pe baza rezultatelor cerectărilor experimentale și constituie în același timp baza calculului capului de aruncare.

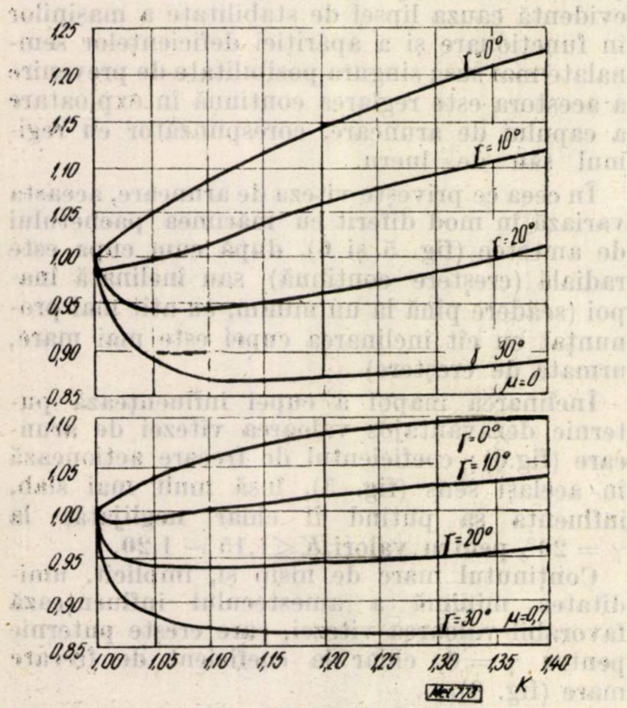


Fig. 6. Variația vitezei de aruncare funcție de raportul $K = \frac{R}{r_i}$ pentru $\mu = 0$ și $\mu = 0{,}7$.

4. Metode de calcul și reglare ale capului de aruncare

4.1. *Metodă generală de calcul al capului de aruncare*

Calculul capului de aruncare are scopul de a stabili relațiile de calcul al principalelor caracteristici ale acestuia: viteza de aruncare v, raza arcului de ghidare R, viteza de rotație a rotorului n, debitul de primire Q_i și cel de alimentare Q_a.

Cheia metodei este interdependența celor doi factori fundamentali, determinanți ai procesului de aruncare, $K - \delta$; baza de calcul este valoarea parametrului K pentru care unghiul maxim de dispersie a jetului de amestec de formare nu depășește 10–12°, valoare sub care se asigură continuitatea, stabilitatea și eficacitatea de îndesare maximă a procesului de aruncare [1].

Considerînd că pachetul de amestec se deplasează în cupă și este aruncat fragmentat (cazul aruncării nefragmentate este un caz limită), se reduce mișcarea pachetului la deplasarea pe peretele cupei a punctelor din planul 1G2, condiția de dispersie minimă devenind (fig. 7):

$$\delta_1 \leqslant 10-12°. \tag{31}$$

Unghiul δ_1 este funcție de parametrul K egal cu

$$K_1 = \frac{R}{r_1}, \tag{32}$$

în care r_1 este raza la vîrful pachetului (fig. 7), căruia îi corespunde, pentru centrul de greutate al pachetului, parametrul:

$$K_G = \frac{3K_1}{2K_1 + 1}. \tag{33}$$

Metoda generală de calcul al capului de aruncare este următoarea.

Adoptînd condiția $\delta_1 = 0{,}2$ rad., din diagrama de variație $\delta(K)$, pentru înclinarea cupei și coeficentul de frecare adoptați, se determină valoarea K_1, iar apoi, cu relația (33), valoarea K_G.

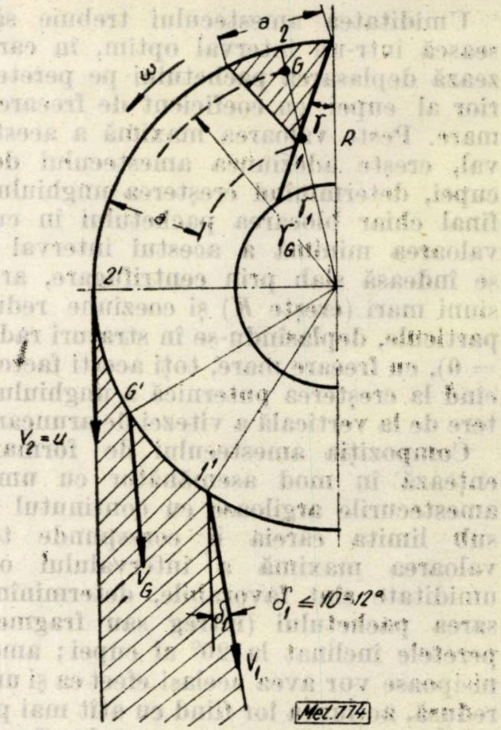


Fig. 7. Schemă pentru calculul capului de aruncare.

Cu valoarea K_G, din diagrama de variație $\frac{v}{\omega R}(K)$, se determină valoarea corespunzătoare $\frac{v_G}{\omega R} = C_G$ și rezultă valoarea vitezei de aruncare:

$$v_G = C_G \omega R \cdot 10^{-3},\ \text{m/s} \qquad (34)$$

sau, după transformări:

$$v_G = C_1 n R,\ \text{m/s} \qquad (35)$$

în care: $C_1 = 10{,}47 \cdot 10^{-5} \cdot C_G$.

Relația (35) permite determinarea (prin calcul analitic sau grafic) valorilor vitezei de rotație a rotorului n (rot/min) și a razei arcului de ghidare R(mm) pentru realizarea unei anumite *viteze de aruncare.*

Debitul de primire unitar al capului de aruncare (pe unitatea de lățime a cupei) este:

$$Q_{iu} = 30\, a^2 \cdot n \cdot 10^{-9},\ \text{m}^3/\text{h}\cdot\text{mm} \qquad (36)$$

în care:

a este dimensiunea caracteristică a pachetului, mm;

n — viteza de rotație a rotorului, rot/min.

Înlocuind în relația (36) expresia lui a (fig.7)

$$a = R - r_1 = R\,\frac{K_1 - 1}{K_1}, \qquad (37)$$

rezultă expresia debitului unitar:

$$Q_{iu} = C_2 \cdot n \cdot R^2,\ \text{m}^3/\text{h}\cdot\text{mm}, \qquad (38)$$

în care: $C_2 = 30 \cdot 10^{-9} \left(\frac{K_1 - 1)}{K_1}\right)^2$.

De asemenea, înlocuind în relația (38) relația (35) rezultă o altă expresie a debitului unitar:

$$Q_{iu} = C_3 R v_G,\ \text{m}^3/\text{h}\cdot\text{mm}, \qquad (39)$$

în care: $C_3 = \frac{C_2}{C_1}$.

Cu relațiile (38) și (39) se determină, prin calcul analitic sau grafic, valoarea *debitului unitar* funcție de viteza de rotație a rotorului n (rot/min), raza arcului de ghidare R (mm) și viteza de aruncare v_G (m/s).

Debitul de primire al capului de aruncare (amestec îndesat) este dat de relația:

$$Q_i = Q_{iu} \cdot c \cdot b,\ \text{m}^3/\text{h}, \qquad (40)$$

în care:

c este numărul de cupe;

b — lățimea cupei, mm,

iar *debitul dispozitivului de alimentare* al capului de aruncare este:

$$Q_a = Q_i \cdot \frac{\gamma_i}{\gamma_a},\ \text{m}^3/\text{h}, \qquad (41)$$

în care:

γ_i este greutatea volumetrică a amestecului îndesat prin centrifugare;

γ_a — greutatea volumetrică a amestecului afînat.

Pe lîngă aceste caracteristici de importanță practică, pentru calcule teoretice, *unghiurile* φ *și* α se determină din diagramele de variație $\varphi(K)$ și $\alpha(K)$; *viteza relativă* a pachetului de amestec w se calculează cu relația:

$$w_G = C'_G \cdot \omega \cdot R \cdot 10^{-3},\ \text{m/s} \qquad (42)$$

în care:

$C'_G = \frac{w_G}{\omega R}$ se determină din diagrama de variație $\frac{w}{\omega R}(K)$ pentru valoarea K_G.

Împărțind relația (42) la relația (34) rezultă o relație simplă de legătură între viteza relativă și cea de aruncare:

$$w_G = C_4 \cdot v_G,\ \text{m/s}, \qquad (43)$$

în care: $C_4 = \frac{C'_G}{C_G}$.

Pentru determinarea vitezei v_1, care limitează gama de variație a vitezei absolute la aruncarea fragmentată a pachetului, se aplică relațiile (34, 35) și, corespunzător (42, 43), pentru vîrful pachetului (punctul *1*, fig. 7).

Metoda de calcul propusă este simplă și rapidă; eficacitatea ei practică constă în faptul că determinarea caracteristicilor capului de aruncare are ca bază condiția de verticalitate a vitezei de aruncare, ceea ce constituie premisa prevenirii principalelor deficiențe în exploatare.

4.2. *Calculul capului de aruncare în cazurile reale posibile*

Calculul practic al capului de aruncare se efectuează prin aplicarea metodei generale de calcul la cazurile reale care pot interveni cu cea mai mare probabilitate în exploatare, indicate anterior.

Limitele uzuale de variație a caracteristicilor capului de aruncare, la mașinile moderne, sînt: viteza de aruncare $v = 30 - 60$ m/s (valorile minime pentru turnarea metalelor neferoase, iar cele maxime pentru oțel), raza arcului de ghidare $R = 200 - 400$ mm, viteza de rotație a rotorului $n = 900 \div 1700$ rot/min, debitul de amestec îndesat $Q_i = 6 - 60$ m³/h [3], [7], [15], [17], [19].

Punînd condiția $\delta_1 = 0{,}2$ rad, din diagramele din figurile 3—6 se determină valorile K_1, K_G și C_G. Expresiile relațiilor generale de calcul (35) și (39) pentru cele patru cazuri sînt date în tabela 2, iar în figurile 8 și 9 se dau nomogramele de calcul al capului de aruncare, obținute prin reprezentarea grafică a acestor relații în domeniile uzuale de variație ale caracteristicilor capului de aruncare.

Tabela 2

Relațiile de calcul al caracteristicilor capului de aruncare

Caracteristica	Relația generală	Relațiile de calcul pentru variantele:			
		$\mu = 0,\ \gamma = 20°$	$\mu = 0{,}35,\ \gamma = 20°$	$\mu = 0{,}7,\ \gamma = 20°$	$\mu = 0{,}7,\ \gamma = 0°$
Relația de concordanță n (rot/min) — R (mm) — v (m/s)	$n = \frac{1}{C_1} \cdot \frac{v}{R}$	$10\,160 \frac{v}{R}$	$10\,160 \frac{v}{R}$	$10\,160 \frac{v}{R}$	$9\,300 \frac{v}{R}$
Debitul unitar de primire al capului de aruncare Q_{iu}, m^3/h.mm	$Q_{iu} = C_3 R v$	$19{,}5 \cdot 10^{-6} \cdot Rv$	$12{,}2 \cdot 10^{-6} \cdot Rv$	$9{,}14 \cdot 10^{-6} \cdot Rv$	$2{,}8 \cdot 10^{-6} \cdot Rv$

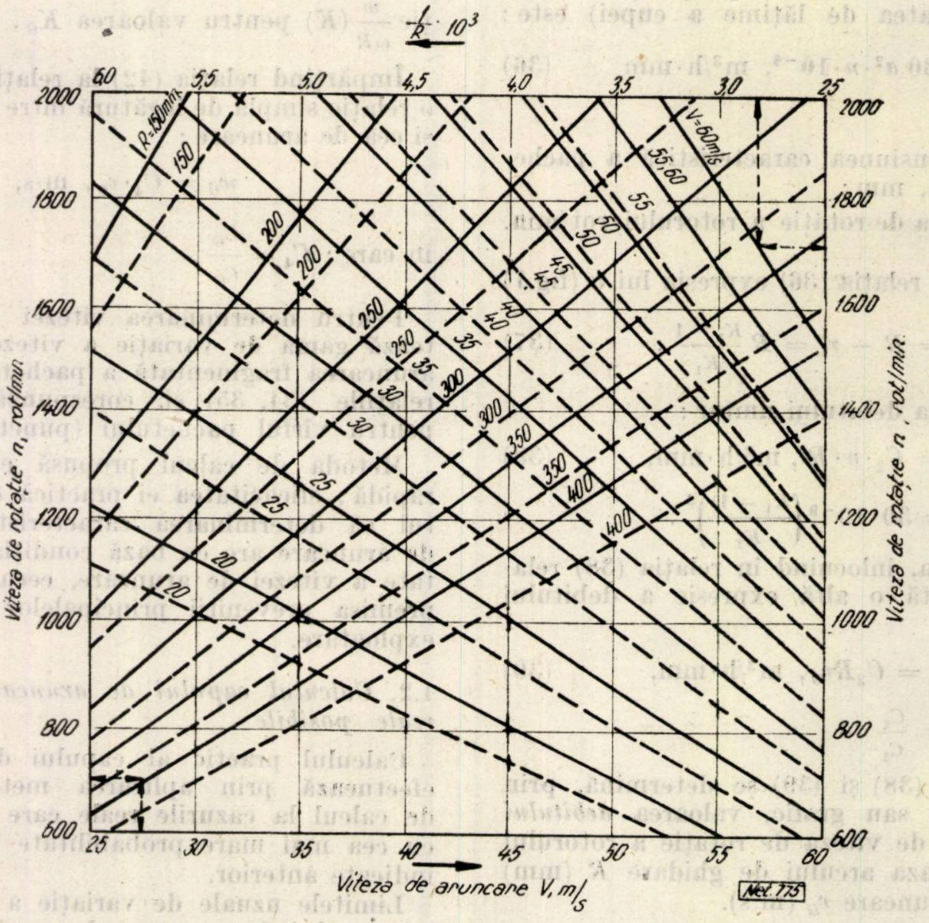


Fig. 8. Nomogramă pentru determinarea vitezei de rotație a rotorului capului de aruncare n funcție de viteza de aruncare v și de raza arcului de ghidare R:

——— $\gamma = 20°$, $\mu = 0 - 0{,}7$;

- - - - $\gamma = 0°$, $\mu = 0{,}7$.

Modul de calcul pe baza acestor nomograme este următorul:

— stabilind valoarea vitezei de aruncare v funcție de considerente tehnologice, din nomograma din figura 8 se determină raza arcului de ghidare al capului de aruncare R, pentru o viteză de rotație n anumită (condiționată de viteza de rotație a motorului de acționare);

— cu valorile determinate ale vitezei de aruncare v și razei arcului de ghidare R, din nomogramele din figura 9 se determină debitul unitar de primire Q_{iu};

— alegînd numărul de cupe și lățimea acestora, cu relația (40) se calculează debitul de primire (amestec îndesat) al capului de aruncare, iar cu relația (41) debitul dispozitivului de alimentare, raportul $\frac{\gamma_i}{\gamma_a}$ avînd valorile uzuale 1,16–1,42 ($\gamma_i = 1{,}4 - 1{,}7$ g/cm^3, $\gamma_a \approx 1{,}2$ g/cm^3).

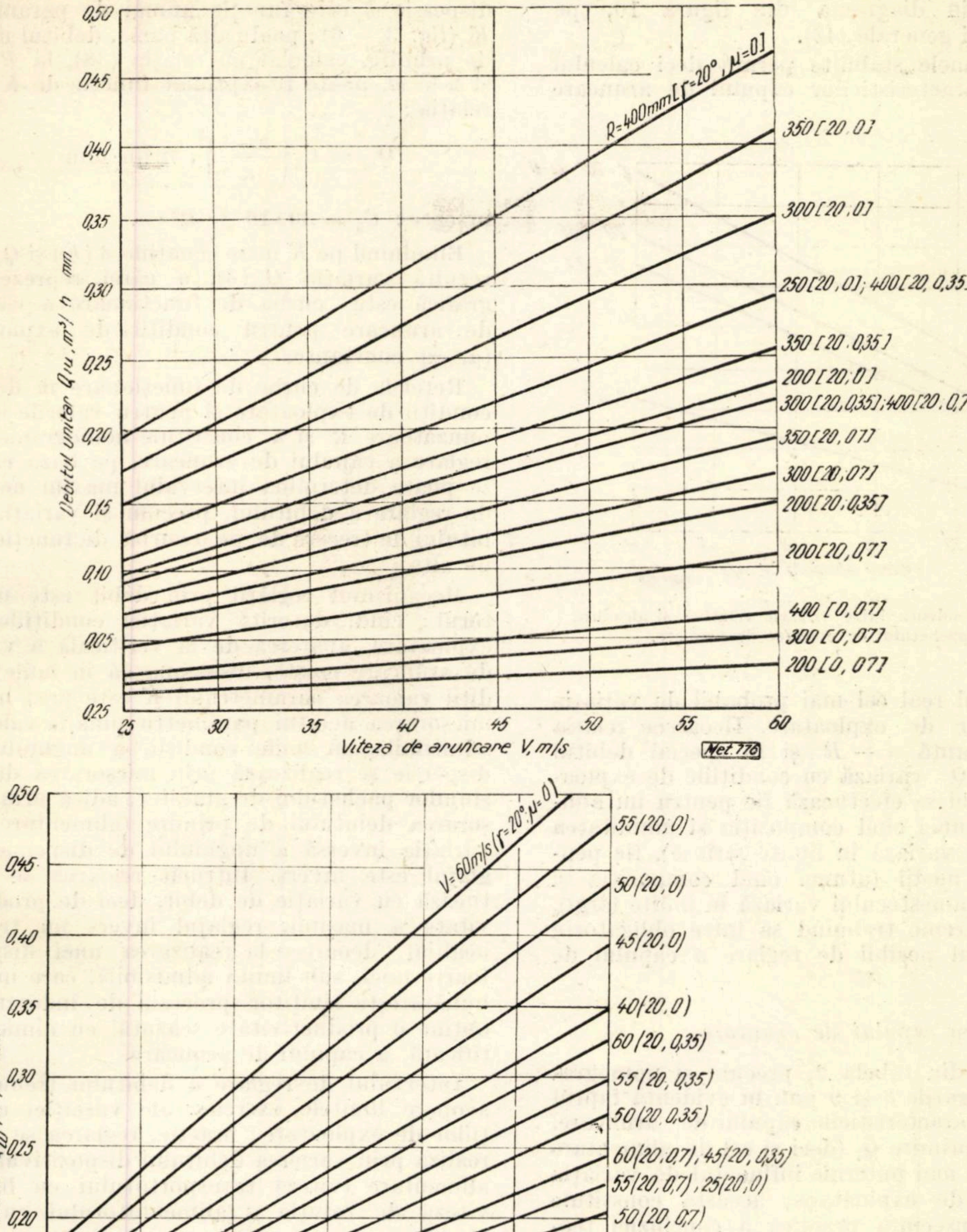


Fig. 9. Nomograme pentru determinarea debitului unitar al capului de aruncare Q_{iu} funcţie de viteza de aruncare v (*a*) şi de raza arcului de ghidare R (*b*).

Viteza relativă se determină funcție de cea absolută din diagrama din figura 10, pe baza relației generale (43).

Nomogramele stabilite permit deci calculul rapid al caracteristicilor capului de aruncare în intervalul real cel mai probabil de variație a condițiilor de exploatare. Deoarece relația de concordanță $n - R$ și în special debitul de primire Q_i variază cu condițiile de exploatare, calculul se efectuează fie pentru un anumit caz (atunci cînd compoziția și umiditatea amestecului variază în limite strînse), fie pentru valori medii (atunci cînd compoziția și umiditatea amestecului variază în limite largi), valorile extreme trebuind să intre obligatoriu în intervalul posibil de reglare a capului de aruncare.

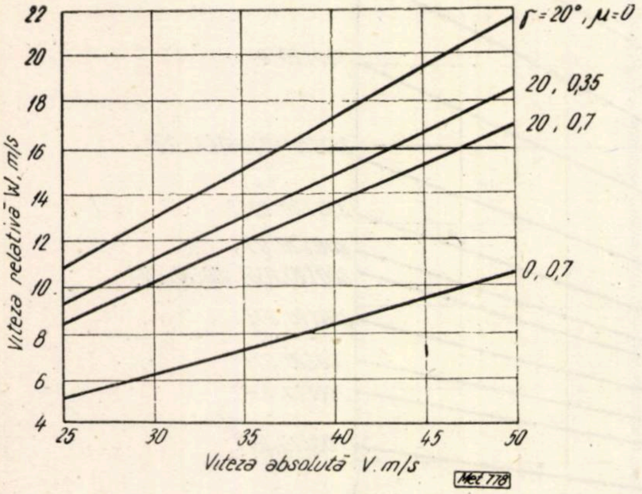


Fig. 10. Dependența între vitezele relativă și absolută ale pachetului de amestec de formare.

4.3. *Reglarea capului de aruncare*

Relațiile din tabela 2, precum și nomogramele din figurile 8 și 9 pun în evidență faptul că, dintre caracteristicile capului de aruncare, debitul de primire Q_i (deci și cel de alimentare Q_a) este cel mai puternic influențat de variația condițiilor de exploatare; aceasta constituie de fapt consecința practică a concluziei teoretice, stabilite anterior, că parametrul K (mărimea pachetului de amestec) este factorul determinant al procesului de aruncare.

Deoarece condițiile de exploatare (compoziția și umiditatea amestecului) variază, pentru a se menține abaterea de la verticală a jetului de amestec în limitele admisibile, mașina de formare prin aruncare trebuie prevăzută cu un dispozitiv de reglare continuă, în mers, a caracteristicii celei mai sensibile la variația acestor condiții, deci a debitului de alimentare.

Baza de calcul a metodei de reglare prin debit este următoarea: în condiții constante de exploatare ($\mu = ct$, $\gamma = ct$) unghiul de dispersie δ este funcție numai de parametrul K (fig. 3 — 6); pe de altă parte, debitul unitar de primire, calculat cu relația (38), la $R = ct$ și $n = ct$, poate fi exprimat funcție de K prin relația:

$$Q_{iu} = C_5 \left(\frac{K - 1}{K} \right)^2, \ \mathrm{m^3/h \cdot mm} \qquad (44)$$

în care: $C_5 = 30 \cdot 10^{-9} \cdot R^2 \cdot n$.

Eliminînd pe K între ecuațiile $\delta\,(K)$ și $Q_{iu}\,(K)$ rezultă variația $Q_{iu}(\delta)$, a cărei reprezentare grafică este curba de funcționare a capului de aruncare pentru condiții de exploatare (μ, γ) constante.

Rețelele de curbe de funcționare în diverse condiții de exploatare și pentru valorile corespunzătoare R și n constituie nomogramele de reglare a capului de aruncare, pe baza cărora se poate determina intervalul maxim necesar de reglare a debitului, precum și variația debitului de trecere de pe o curbă de funcționare pe alta.

Mecanismul reglării prin debit este următorul: cînd, datorită variației condițiilor de exploatare, abaterea de la verticală a vitezei de aruncare crește, înseamnă că în noile condiții valoarea parametrului K este prea mare; micșorarea acestui parametru pînă la valoarea admisibilă, în noile condiții, a unghiului de dispersie se realizează prin micșorarea dimensiunilor pachetului de amestec, adică prin micșorarea debitului de primire (alimentare); la variația inversă a unghiului de dispersie, reglajul este invers. Întrucît reglarea se efectuează cu variație de debit, deci de productivitate a mașinii, reglajul invers nu trebuie neglijat, deoarece la realizarea unei dispersii foarte mici, sub limita admisibilă, care nu îmbunătățește simțitor procesul de îndesare, se obține o productivitate scăzută, cu nimic justificată, a capului de aruncare.

Intervalul de reglare a debitului trebuie să acopere limitele extreme ale variației condițiilor de exploatare; practic, reglarea se poate realiza prin varierea debitului dispozitivului de alimentare (viteza transportorului cu bandă, viteza de rotație a alimentatorului cu disc etc.).

Metoda de reglare propusă este simplă și ușor de realizat; ea conferă mașinii de formare prin aruncare suplețe și adaptabilitate rapidă la condițiile de exploatare.

4.4. *Aplicarea metodei de calcul propuse la unele tipuri existente de mașini de formare prin aruncare*

Metoda de calcul propusă s-a aplicat la tipurile de mașini existente în exploatare, în scopul de a o compara cu metodele care au stat la baza calculului acestora.

Deoarece concluziile acestei comparaţii sînt în general aceleaşi, în tabela 3 se prezintă numai pentru maşina model Na, de construcţie poloneză [20], valorile caracteristicilor capului de aruncare în cele patru cazuri probabile în exploatare, comparativ cu cele nominale.

Tabela 3

Caracteristicile maşinii de formare prin aruncare tip Na (R = 210 mm, n = 1 460 rot/min, b = 90 mm)

Caracteristica	Valoarea nominală	Valoarea calculată pentru variantele:			
		$\mu = 0$, $\gamma = 20°$	$\mu = 0{,}35$, $\gamma = 20°$	$\mu = 0{,}7$, $\gamma = 20°$	$\mu = 0{,}7$, $\gamma = 0°$
v, m/s	28,5	28,5	28,5	28,5	31,0
Q_i, m³/h	8–12	10,1	6,3	4,7	1,6
Q_a^*, m³/h	10–14	12,6	7,9	5,9	2,0
w, m/s	12,4	12,4	10,6	9,7	6,0
φ, grade	25,6	25,6	22,7	20,3	16,6

* Calculat cu raportul $\frac{\gamma_i}{\gamma_a} = 1{,}25$.

După cum se vede din această tabelă, valorile vitezelor de aruncare sînt aproximativ aceleaşi, deoarece, după cum s-a arătat, relaţia de concordanţă $R - n$ este puţin sensibilă la variaţia condiţiilor de exploatare. În schimb, în ceea ce priveşte debitul, maşinile existente sînt calculate în general în cazul limită teoretic ($\gamma = 20°$, $\mu = 0$), deci la debitul maxim, în condiţii optime, al capului de aruncare.

Acest fapt explică apariţia frecventă a deficienţelor în exploatare (în particular, abaterea puternică de la verticală a vitezei de aruncare): pe de o parte, maşinile sînt calculate în cazul cel mai avantajos, neexistînd nici o rezervă care să preia influenţa condiţiilor de exploatare, iar pe de altă parte, lipsa posibilităţii de reglare continuă, în mers, face ca maşinile să fie rigide, inadaptabile la variaţia acestor condiţii.

Calculul capului de aruncare în condiţii medii şi reglarea în funcţionare constituie soluţiile de remediere a acestor deficienţe.

5. Concluzii

a. Procesul de lucru al capului de aruncare este un fenomen complex, etapa cinematică a acestuia constituind etapa principală şi utilă, a cărei caracteristică determinantă este unghiul de abatere de la verticală a vitezei de aruncare. Cinematica pachetului de amestec este funcţie de parametrii etapelor precedente, de caracteristicile de construcţie a capului de aruncare şi de caracteristicile amestecurilor de formare, factorul determinant fiind mărimea pachetului de amestec.

b. Pe baza cercetărilor teoretice şi experimentale efectuate pînă în prezent s-a stabilit o teorie generală a etapei cinematice a procesului de lucru al capului de aruncare care permite considerarea în calcul a tuturor parametrilor care influenţează acest proces. Relaţiile şi diagramele de variaţie stabilite constituie baza de calcul al capului de aruncare.

c. S-a propus o metodă generală de calcul al capului de aruncare a cărei premisă este asigurarea verticalităţii vitezei de aruncare. S-au stabilit regimurile cele mai probabile de exploatare a capului de aruncare, dîndu-se nomogramele de calcul pentru aceste cazuri, pe baza cărora se poate efectua un calcul simplu şi rapid al capului de aruncare.

d. Supleţea în exploatare a capului de aruncare este condiţionată de posibilitatea reglării acestuia; s-a propus o metodă de reglare continuă prin varierea debitului de alimentare.

Bibliografie

[1] *Aksenov, P. N., Aksenov, N. P.* Oborudovanie liteinîh ţehov, Maşghiz, 1950, tom. 2, pag. 210–233.

[2] *Şuper, S. A., Melehin, I. L.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 7, 1960, pag. 14–16.

[3] Giesserei Praxis, nr. 3, 1956, pag. 50–51.

[4] *Krall, A.* Giesserei, nr. 10, 1961, pag. 269–283.

[5] *Bergmann, H.* Giesserei, nr. 8, 1961, pag. 186–194.

[6] *Gorski, I. A.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 8, 1960, pag. 25–27.

[7] *Gheller, L. R.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 3, 1961, pag. 12–15.

[8] *Dubinski, T. M.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 7, 1953, pag. 13–15.

[9] *Liahovski, S. B.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1954, pag. 15–17.

[10] *Pribyl, I.* Strojirenstvi, nr. 6, 1952, pag. 278–286.

[11] Giesserei, nr. 15, 1961, pag. 447.

[12] *Izraelevici, A. L.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 7, 1956, pag. 10–12.

[13] *Kalaşnikova, I. A., Orlov, M. G.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1955, pag. 14–18.

[14] *Gheller, L. R.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1958, pag. 13–17.

[15] *Hoffmann, A., Engel, R.*, Giesserei, nr. 14, 1960, pag. 378–385.

[16] *Liahovski, S. B.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1954, pag. 14–15.

[17] *Kennedy, R.* The British Foundryman, nr. 8, 1961, pag. 338–345.

[18] *Gruzinov, K. V.* Mehaniceskoe oborudovanie domennîh ţehov, Maşghiz, 1951.

[19] *Aksenov, N. P. Stolbovoi, V. S.* Certeji formovocinîh i sterjnevîh maşin, Atlas, Maşghiz, 1952.

[20] Ortsfeste Sandschleuderformmaschinen Na, Centrozap, R.P.P.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.794.025

Decaparea prin aplicarea pastelor chimice și folosirea lor la uzinele „Independența"-Sibiu

LIVIU BERA
Uzina „Independența" - Sibiu

În literatura de specialitate este descrisă metoda de îndepărtare a oxizilor de pe suprafața metalelor cu ajutorul băilor de acizi la cald. Această metodă se aplică la bucăți de table sau piese mici. În cazul produselor finite de dimensiuni mari, această metodă nu se poate aplica și trebuie găsită o nouă metodă care să se preteze la produsele finite, indiferent de forma pe care o au.

În literatură [1] se indică metoda îndepărtării oxizilor superficiali cu ajutorul pastelor chimice, experimentată la vagoanele de cale ferată care urmau să fie vopsite.

Această metodă a fost experimentată în fază de laborator.

Pornind de la faptul că impuritățile și oxizii aflați pe suprafața metalului, ca arsura și rugina, se îndepărtează cu ajutorul acizilor, s-a căutat care este acidul cel mai activ în îndepărtarea oxizilor superficiali și în special a celor formați la laminare.

În vederea efectuării încercărilor, s-au curățat oxizii de pe suprafața metalului cu ajutorul unei pile; s-au cîntărit probe de 0,2 g; s-au făcut soluții de acid sulfuric și clorhidric de diferite concentrații și s-au introdus oxizii în soluții de concentrații diferite, durata de menținere fiind de 2 ore.

Rezultatele sînt date în figura 1.

S-a constatat că acidul clorhidric dizolvă cel mai bine oxizii.

Acțiunea acidului clorhidric asupra îndepărtării oxizilor este în parte chimică și în parte mecanică, datorită hidrogenului care se degajă în urma reacției acidului cu fierul.

Reacțiile chimice care au loc între oxizii de pe metal și acidul clorhidric pot fi exprimate prin următoarele ecuații chimice:

$$FeO + 2HCl = Cl_2Fe + H_2O \qquad (1)$$

$$Fe_2O_3 + 6HCl = 2Cl_3Fe + 3H_2O \qquad (2)$$

$$Fe_3O_4 + 8HCl = Cl_2Fe + 2Cl_3Fe + 4H_2O \qquad (3)$$

$$Fe + 2HCl = Cl_2Fe + H_2 \qquad (4)$$

$$Fe + Fe_3O_4 + 8HCl = 4Cl_2Fe + 4H_2O \qquad (5)$$

$$Fe + Fe_2O_3 + 6HCl = 3Cl_2Fe + 3H_2O \qquad (6)$$

Reacția (2) și în special reacția (3) decurg foarte încet din cauză că oxidul feric Fe_2O_3 și oxidul fero-feric Fe_3O_4 nu se dizolvă ușor în acizi.

În cazul oxizilor fero-ferici și ferici, dizolvarea este ajutată foarte mult de hidrogenul care se degajă la dizolvarea fierului așa cum se vede în reacția (4).

Hidrogenul reacționează chimic cu Fe_3O_4 și Fe_2O_3 reducîndu-i pînă la FeO sau Fe, acționează și mecanic ajutînd la desprinderea straturilor de arsură nedizolvată, dar care au fost suficient afînate.

Dizolvarea simultană a fierului și a oxizilor săi în acid clorhidric este reprezentată în reacțiile (5) și (6).

Hidrogenul care se degajă poate fi ca urmare a reacției dintre acidul clorhidric și fierul de la suprafața metalului și în special a fierului care se găsește sub formă de incluziuni în arsură. Compoziția chimică a arsurii nu este constantă, deoarece cantitatea de oxigen variază. Ea constă din Fe_3O_4, amestec de $FeO + Fe_2O_3$ sau o combinație apropiată.

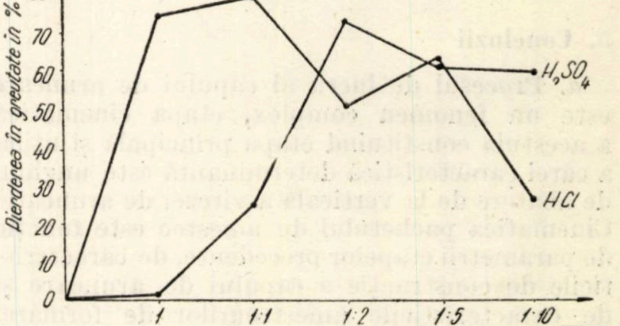


Fig. 1.

Arsura oțelului conține 73 – 77% Fe, 10–14% FeO, 2–3% Fe_2O_3 și 9–10% SiO_2. În aceste condiții fierul metalic se găsește sub formă de particule fine, care favorizează dizolvarea lui mai rapidă în acizi.

Datorită porozității și cantității mari de fier metalic fin împrăștiat în ea, îndepărtarea oxizilor de pe suprafața metalului este mult ușurată.

Dacă dizolvarea fierului metalic din arsură aduce mari avantaje îndepărtării oxizilor, în schimb dizolvarea fierului din corpul obiectului de curățat nu este dorită, datorită faptului că se produc pierderi de metal, modificări ale proprietăților fizice, apare fragilitatea datorită absorbției de hidrogen ce se degajă, suprafața poate fi atacată, și altele.

Pentru împiedicarea acestor deficiențe și oprirea acțiunii de corodare a suprafeței metalice se folosesc substanțe de adaos sau inhibare (inhibitori).

Inhibitorii încetinesc și chiar opresc procesul de dizolvare și distrugere a suprafeței metalice, influențînd în mică măsură solubilitatea arsurii. Ei micșorează cantitatea de hidrogen care se degajă și înlătură fragilitatea metalului.

Eficacitatea acțiunii inhibitorilor depinde de natura lor, de concentrația lor, de regimul de decapare și de compoziția chimică a metalului supus corodării.

Pentru găsirea celui mai bun inhibitor, pentru înlăturarea oxizilor de pe tabla folosită la produsele la care se execută decaparea, s-au făcut încercări cu diferite substanțe cum sînt : melasă, moliftan, formol și clei. Rezultatele obținute sînt arătate în figura 2.

Din figura 2 rezultă că la decapare cu pastă fără inhibitori pierderea în greutate a tablei este de 0,61% și prin folosirea inhibitorilor pierderea în greutate a tablei scade o dată cu mărirea proporției de inhibitori. Cel mai bun inhibitor este melasa care în concentrație de 5% face ca pierderea în greutate să fie de 0,45%.

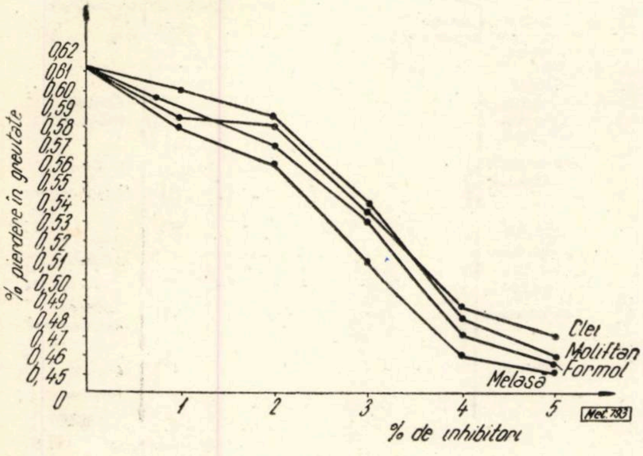


Fig. 2

În baza experiențelor făcute atît în problema acizilor cei mai activi, cît și a acțiunii inhibitorilor, s-a trecut la prepararea pastei de decapare.

Compoziția pastei se bazează pe acțiunea acidului clorhidric drept component principal pentru îndepărtarea oxizilor superficiali, melasa și aldehida ca inhibitori care opresc pătrunderea hidrogenului în metal, moliftanul ca liant pentru aderența pastei pe metal și pămîntul cu argilă pentru efectuarea pastei.

Compoziția pastei a fost :

Acid clorhidric	1 kg ;
Apă industrială	1 kg ;
Moliftan	0,2 kg (10%) ;
Melasă	0,1 kg (5%) ;
Aldehidă formică	0,1 kg (5%).

Pămînt pînă la consistența de care este nevoie.

Procentele se calculează la cantitatea de acid și apă.

Pasta se prepară într-un bazin din beton. În primul rînd se pune apa, peste care se adaugă pămînt și se amestecă cu o rangă de fier pînă se omogenizează. Se adaugă acid clorhidric și se amestecă.

Se adaugă moliftanul și se amestecă pînă la omogenizare, apoi se adaugă melasa și la urmă aldehida formică. Se adaugă pămînt și se amestecă foarte bine pînă devine o masă omogenă de consistența dorită.

Pămîntul, înainte de a fi introdus, se cerne pentru a nu intra corpuri străine în compoziție.

Pasta preparată se aplică pe metalul de curățat în mod uniform, într-un strat gros de 1–3 mm, pe suprafața metalului. Pasta rămîne pe metal timp de două ore, după care se spală cu un jet de apă și se usucă.

Uscarea se face cu aer comprimat sau cu rumeguș de lemn de tei sau plop.

Folosirea rumegușului de alte esențe de lemn duce la înnegrirea metalului.

Oxidarea are loc datorită reacției suprafeței metalului cu oxigenul pur sau cu aer. Ionii metalului aflați pe suprafață formează o peliculă de oxid, avînd grosimea de unul sau două elemente de rețea cristaline, care oprește trecerea ionilor în exterior și a oxigenului exterior spre metalul neoxidat.

Deplasarea, deci difuzia ionilor printr-un corp solid, în cazul nostru a peliculei formate la o temperatură ambiantă și aer uscat este practic inexistentă.

Aceste pelicule de oxizi sînt foarte subțiri fiind invizibile pe suprafața metalului.

Peliculele de oxizi formate pe aluminiu și crom sînt foarte rezistente. Datorită peliculei care izolează metalul de apă, aluminiul nu se corodează practic de loc în apă. Fierul se acoperă și el cu o peliculă de protecție, dar care este mai puțin stabilă decît pe aluminiu sau pe crom, din care cauză fierul o pierde foarte ușor.

Dacă se supune fierul unui oxidant bogat în oxigen, cum este acidul azotic concentrat, pe suprafața lui se formează o peliculă compactă care apără fierul de efectul acidului.

Cu cît pelicula care provoacă pasivitatea este mai stabilă, deci cu cît este mai puțin sensibilă față de diferiți factori care condiționează distrugerea ei, cu atît metalul este mai puțin susceptibil la coroziune în prezența oxigenului.

Substanțele care produc starea de pasivitate sînt oxidanții bogați în oxigen cum sînt : acidul azotic concentrat, soluțiile acidului manganic sau ale sărurilor lui, soluțiile acidului cromic sau ale sărurilor lui, ca bicromatul și cromatul, și alte substanțe.

Tratînd fierul cu soluții din cele arătate mai sus, el capătă o peliculă protectoare contra coroziunii în aer uscat. Pelicula formată ajută foarte mult la metalele care se acoperă cu vopsele. Această peliculă pasivizantă face ca vopseaua să adere mai bine pe metal, îi dă o rezistență mai mare și apără metalul de coroziune sub vopsea.

Această pasivizare se face numai la metalele care se acoperă cu vopsea din cauză că pelicula oxidată formată se distruge în alte medii nepasivizante și metalul trece în stare activă. În mediu acid pelicula protectoare se distruge datorită hidrogenului prin formarea apei :

$$MeO + 2H = Me + H_2O.$$

Pasivizarea am aplicat-o la produsele care au fost vopsite cu ajutorul pastei de pasivizare.

Produsele la care s-a aplicat industrial pasivizarea sînt egropompele pentru vinificare. Ca pasivizator am folosit bicromatul de sodiu.

Compoziția pastei de pasivizare:

100 g bicromat de sodiu ;
1000 g apă ;
10 g moliftan soluție ;
Pămînt pînă la consistența necesară.

Prepararea pastei se face în felul următor : se dizolvă complet bicromatul în apă și se adaugă moliftanul. Pămîntul se usucă și apoi se cerne și se adaugă peste soluția de bicromat și moliftan, amestecîndu-se foarte bine în așa fel încît pasta să devină omogenă.

După ce au fost îndepărtați de pe suprafața produsului oxizii superficiali cu pastă acidă și metalul a fost bine spălat și uscat, se unge cu pastă pasivizantă pe toată suprafața în straturi de 1—3 mm și cu pastă acidă și se lasă pe metal 45 min, după care se spală cu un jet de apă și se usucă cu aer comprimat sau rumeguș de lemn.

După ce s-a uscat, produsul se vopsește cu primul strat de vopsea, urmînd operațiile normale de vopsire.

La malaxoarele pentru fabricarea pîinii, după îndepărtarea oxizilor superficiali, nu se face pasivizarea din cauză că ele nu sînt vopsite. Pentru îndepărtarea anumitor resturi de acid clorhidric care nu au fost îndepărtate la spălarea pastei chimice acide, la malaxoare se face o neutralizare cu soluție de săpun de 3%. Neutralizarea se face prin spălare pe toată suprafața metalului cu ajutorul cîrpelor, prin frecare.

După neutralizare, suprafața metalului se usucă cu aer comprimat sau rumeguș de lemn și se unge cu vaselină pentru protejare.

În compoziția pastei componentul principal care trebuie neutralizat este acidul clorhidric.

Neutralizarea cea mai economică este cu lapte de var și se realizează conform ecuației următoare :

$$2HCl + Ca(OH)_2 = Cl_2Ca + 2H_2O.$$

Apele de spălare împreună cu pasta chimică se colectează într-un bazin care are la partea superioară un preaplin prin care se scurge soluția acidă în alt bazin, în care se găsește lapte de var. Soluția acidă venind în contact cu laptele de var, se produce reacția de neutralizare și clorura de calciu formată împreună cu apa se scurge la canal.

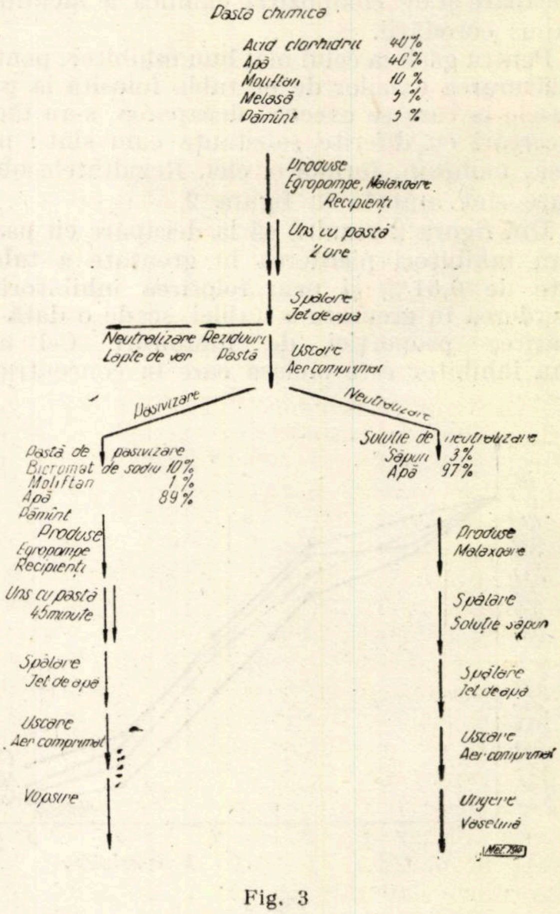

Pastă chimică
Acid clorhidric 40%
Apă 40%
Moliftan 10%
Melasă 5%
Pămînt 5%
Produse
Egropompe, Malaxoare
Recipienți
Uns cu pastă
2 ore
Spălare
Jet de apă
Neutralizare
Lapte de var
Reziduuri
Pastă
Uscare
Aer comprimat
Pasivizare
Neutralizare
Pastă de pasivizare
Bicromat de sodiu 10%
Moliftan 1%
Apă 89%
Pămînt
Produse
Egropompe
Recipienți
Uns cu pastă
45 minute
Spălare
Jet de apă
Uscare
Aer comprimat
Vopsire
Soluție de neutralizare
Săpun 3%
Apă 97%
Produse
Malaxoare
Spălare
Soluție săpun
Spălare
Jet de apă
Uscare
Aer comprimat
Ungere
Vaselină
Met. 790

Fig. 3

Pentru protejarea muncitorului care lucrează cu paste chimice este nevoie ca acesta să poarte ochelari de protecţie, pentru a nu-i intra pastă în ochi, mănuşi de cauciuc, pentru ca pielea să nu vină în contact cu acidul, şorţ şi cisme de cauciuc, pentru ca hainele şi încălţămintea să nu se ude în timpul spălării produselor.

În figura 3 se arată schema operaţiilor de decapare cu aplicarea pastelor chimice de pasivizare şi neutralizare.

Prin aplicarea metodei de înlăturare a oxizilor superficiali cu paste chimice, la uzina noastră se creează condiţii pentru metalizarea pieselor, care se impune ca o necesitate obiectivă; se uşurează munca muncitorilor care polizează produsele prin înlăturarea trepidaţiilor produse de polizor şi a zgomotului industrial, care este dăunător sănătăţii, se scurtează durata operaţiei de curăţare, determinînd creşterea productivităţii muncii; se realizează o reducere a preţului de cost la această operaţie.

Bibliografie

1. *Lainer, I. V.* şi *Kuriavtev, T. N*: Bazele galvanostegiei. Bucureşti, Editura tehnică, 1956. Traducere din limba rusă după ediţia a-III-a.
2. *Kascenko, A. G.* Bazele metalurgiei fizice. Bucureşti, Editura tehnică, 1952. Traducere din limba rusă.
3. *Nekrasov, V.* Chimie generală. Bucureşti, Editura tehnică 1955, Traducere din limba rusă.

CZ 669.35.71 :621.741.56

Observaţii privind proprietăţile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu

Ing. LAURENŢIU SOFRONI şi ing. DOINA OLĂRESCU
Centrul de cercetări metalurgice

Bronzurile cu aluminiu, spre deosebire de celelalte aliaje de cupru, prezintă unele particularităţi de elaborare şi turnare care creează anumite greutăţi în practica turnării pieselor. Aceste particularităţi sînt cauzate de prezenţa aluminiului, care măreşte contracţia volumică şi tendinţa de oxidare, deci pericolul de formare şi pătrundere a filmelor de oxizi în cavitatea formei la turnare. În afară de aceasta, bronzurile cu aluminiu au tendinţa de a dizolva în timpul topirii o cantitate mare de gaze.

În vederea combaterii apariţiei frecvente a defectelor de turnare (micro şi macroretasuri, crăpături, sufluri, conţinut mare de oxizi etc.), în afara măsurilor care se iau la elaborare şi turnare (topirea în creuzete acoperite, folosirea fondanţilor, aplicarea unor reţele verificate de alimentare), se caută să se folosească în încărcătură materii prime de bună calitate. De obicei, proporţia cea mai mare în încărcătură o constituie bronzurile cu aluminiu, fabricate în prealabil şi livrate de diferite uzine. De multe ori, în turnătorii se efectuează doar simpla retopire a acestor bronzuri, fără să se facă vreo corecţie a compoziţiei chimice.

În acest articol se dau rezultatele determinării unor proprietăţi fizico-mecanice şi de turnare ale bronzurilor de aluminiu destinate turnătoriilor, elaborate de uzina ,,Boleslaw Bierut" din Bucureşti.

Retopirea bronzurilor cu aluminiu s-a făcut în cuptor cu inducţie cu căptuşeală acidă.

Temperatura de supraîncălzire a fost cuprinsă între 1 250 şi 1 275°C, iar durata de menţinere a bronzului lichid la această temperatură a fost de 10—15 min. Temperatura s-a determinat cu ajutorul termocuplului Pt-PtRh. S-au determinat conţinutul de gaze, volumul de retasură, contracţia liniară liberă, rezistenţa la tracţiune şi duritatea.

Tabela 1

Nr. şarjei	Compoziţia chimică, %							
	Cu	Al	Fe	Sn	Mn	Pb	Si	P
1	88,90	7,05	2,86	0,78	0,17	0,15	0,07	0,004
2	88,20	6,75	4,00	0,93	—	—	—	0,002
3	88,75	6,70	2,85	1,63	—	—	0,03	0,003
4	88,60	6,90	2,80	1,65	—	—	—	0,007
5	88,92	6,00	2,74	1,70	—	0,20	0,08	0,005
6	88,60	6,98	3,08	0,95	0,22	—	0,046	0,007
7	88,15	7,10	3,40	0,85	0,15	—	—	0,003
8	88,70	6,66	2,90	1,60	—	—	0,03	0,001

În cadrul aceloraşi experienţe s-a determinat şi influenţa barbotării azotului în bronzurile cu aluminiu, tehnologie folosită în unele turnătorii în vederea îmbunătăţirii calităţii aliajelor.

În tabela 1 se dă compoziţia chimică a bronzurilor cu aluminiu retopite. Conţinutul de aluminiu variază între 6,0 şi 7,10%, cel de fier între 2,74 şi 4,0%, iar cel de staniu între 0,78 şi 1,70%.

Conţinutul de hidrogen * variază între 0,74 şi 1,56 $cm^3/100$ g metal, cel de oxigen între 0,016 şi 0,020%, iar conţinutul de azot între 0,008 şi 0,019% (tabela 2).

---

* Analizele de gaze au fost efectuate de ing. E. Nicoloiu.

Tabela 2

Nr. șarjei	1	2	3	4	5	6	7	8
Conținutul de hidrogen, cm³/100 g	1,44	—	0,93	0,74	1,38	1,45	0,87	1,56
Conținutul de oxigen, %	0,018	—	—	0,019	0,020	0,016	0,01	0,017
Conținutul de azot, %	0,019	0,008	0,011	0,010	0,011	—	0,009	0,0096

De remarcat este că barbotarea azotului în bronzurile cu aluminiu nu influențează practic asupra conținutului de hidrogen și oxigen, în schimb duce la micșorarea conținutului de azot pînă la 0,003%.

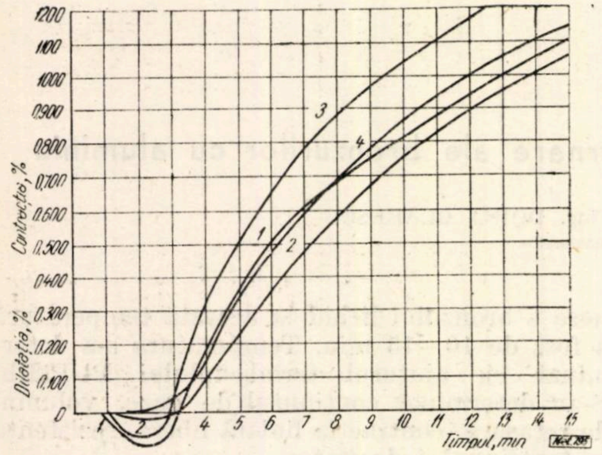


Fig. 1. Curbe de contracție a bronzurilor cu aluminiu:
1 – fără barbotare; *2* – barbotare cu azot 2′; *3* – barbotare cu azot 3′; *4* – barbotare cu azot 4′.

În figura 1 se arată curbele de contracție liberă, pentru cîteva bronzuri cu aluminiu.

Tabela 3

Intervalul de temperatură, °C	Nr. șarjei							
	1	2	3	4	5	6	7	8
Contracția în intervalul 1 100–600°C, %	1,16	1,09	1,08	1,13	1,04	0,97	1,13	1,11
Coeficientul de contracție în intervalul 1 000–900°C, %/°C	0,0030	0,0030	0,0031	0,0036	0,0036	0,0030	0,0027	0,0030
Coeficientul de contracție în intervalul 900–800°C, %/°C	0,0024	0,0025	0,0027	0,0025	0,0027	0,0023	0,0022	0,0027
Coeficientul de contracție în intervalul 700–600°C, %/°C	0,0024	0,0023	0,0021	0,0020	0,0022	0,0023	0,0020	0,0027
Dilatația inițială, %	0	0,020	0,075	0,025	0,020	0,060	0,100	0,070

Bronzurile nebarbotate cu azot se caracterizează printr-o contracție mai pronunțată (fig .1, curba 1), iar bronzurile cu aluminiu barbotate cu azot, printr-o dilatare inițială, care se mărește odată cu creșterea duratei de barbotare și micșorarea temperaturii de turnare (fig. 1, curbele 2, 3 și 4).

În tabela 3 se dă coeficientul de contracție a bronzurilor pentru diferite intervale de temperatură (1 000–900°C, 900–800°C și 700–600°C). Coeficientul de contracție se micșorează odată cu scăderea temperaturii. Între bronzurile barbotate și nebarbotate nu există din acest punct de vedere vreo diferență importantă.

Contracția liniară liberă totală a bronzurilor în acest interval de temperatură a variat în limite înguste (0,97–1,16%), iar contracția totală nu a depășit valoarea de 2%.

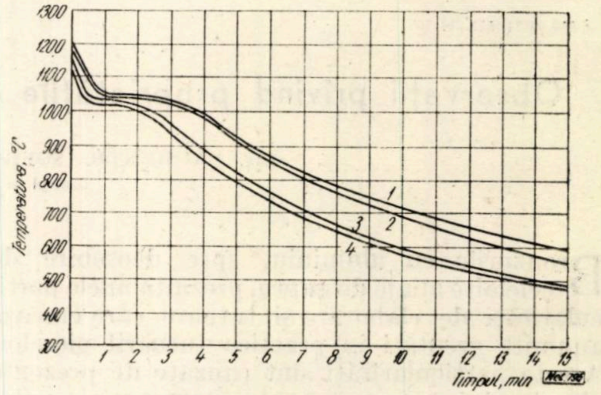
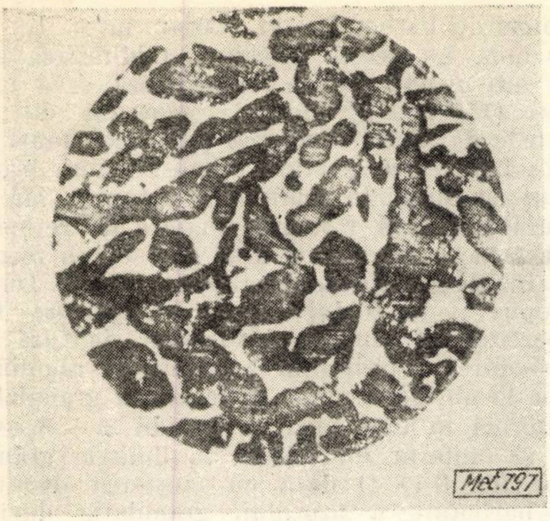


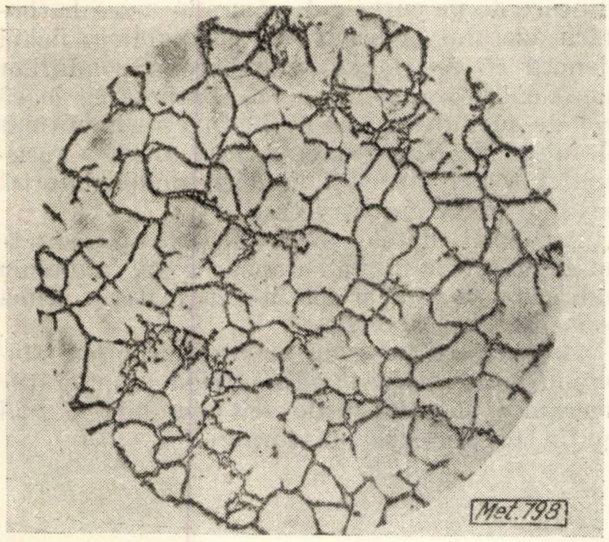
Fig. 2. Curbe de răcire a bronzurilor cu aluminiu:
1 – fără **barbotare**; *2* – barbotare cu azot *2′*; *3* – barbotare cu azot *3′*; *4* – barbotare cu azot *4′*.

Tabela 4

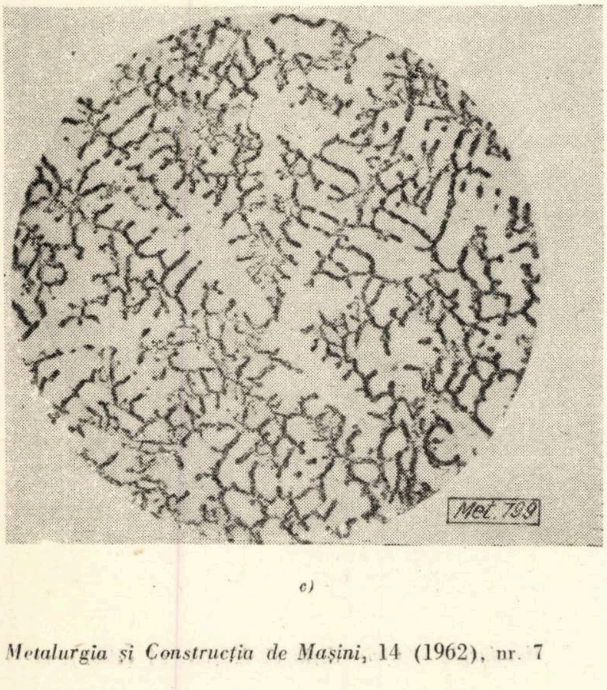
Nr. crt.	Greutatea specifică, g/cm³	Greutatea conului în aer, kg	Greutatea conului în apă, kg	Volumul real al conului, kg/dm³	Volumul ideal al conului, kg/dm³	Volumul de retasură, %.
1	7,77	1,226	1,065	0,163	0,157	3,6
2	7,71	1,236	1,072	0,166	0,160	3,6
3	7,76	1,107	0,972	0,148	0,142	3,3
4	7,73	1,185	1,030	0,157	0,153	2,5
5	7,73	1,202	1,043	0,161	0,155	3,7



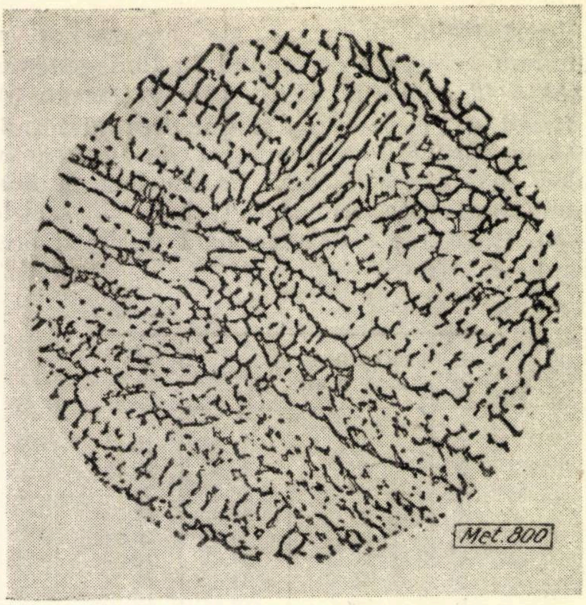
a)



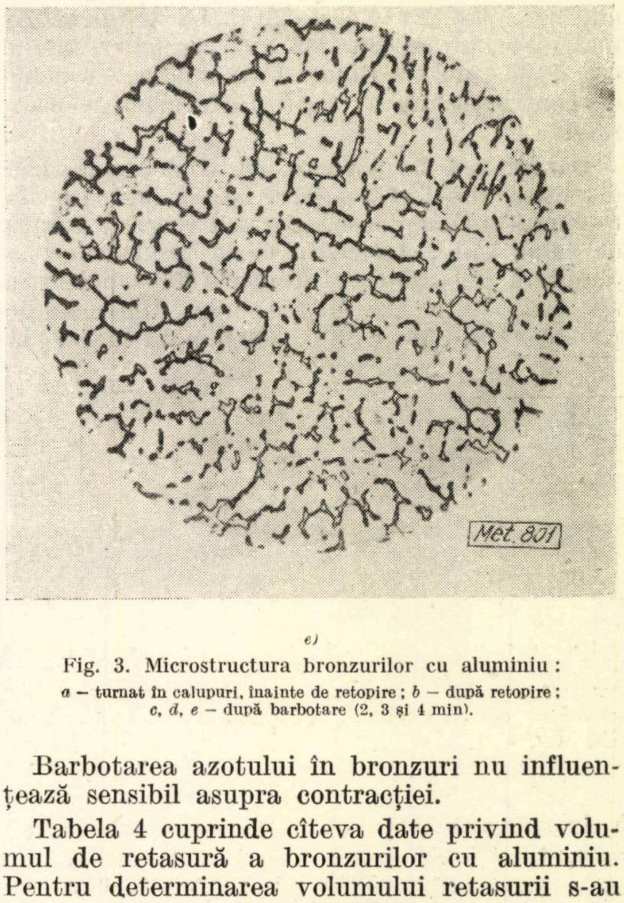
b)



c)



d)



e)

Fig. 3. Microstructura bronzurilor cu aluminiu:

a – turnat în calupuri, înainte de retopire; *b* – după retopire; *c*, *d*, *e* – după barbotare (2, 3 și 4 min).

Barbotarea azotului în bronzuri nu influențează sensibil asupra contracției.

Tabela 4 cuprinde cîteva date privind volumul de retasură a bronzurilor cu aluminiu. Pentru determinarea volumului retasurii s-au turnat probe conice cu diametrul bazei de 100 mm și înălțimea de 100 m.

Volumul de retasură a variat între 2,5 și 3,7%, iar greutatea specifică între 7,70 și 7,77 g/cm³. Barbotarea azotului în bronzuri nu influențează practic asupra volumului retasurii.

Proprietățile mecanice ale bronzurilor cu aluminiu cercetate corespund în linii generale BzAl 7 T conform STAS 198-49 (tabela 5).

Rezistența la tracțiune și alungirea, determinate pe epruvete cu diametrul de 10 mm, au valori mai mari în cazul bronzurilor cu aluminiu barbotate cu azot (tabela 5, șarjele 3—8). Duritatea este superioară durității prevăzute în STAS.

Tabela 5

Nr. șarjei	HB kgf/mm² (Ø 10; F=1000kg)	σ_r, kgf/mm²	δ, %
1	93	31,6	16
2	87	32,3	17,4
3	88	36,5	20
4	94	34,3	18,5
5	92	35,7	16,0
6	93	34,6	16
7	93	34,6	15
8	90	33,8	18

Din figura 2 rezultă că bronzurile cu aluminiu studiate au intervalul de solidificare cuprins între 1 040 și 1 020°C. La temperaturi mai joase, nu se constată nici un palier, întrucît, după cum s-a văzut și din analiza curbelor de contracție, nu au loc transformări în stare solidă.

Barbotarea bronzurilor cu azot deplasează (cu circa 10—15°C) palierul de solidificare la temperaturi mai joase, scurtînd sensibil durata de solidificare. Astfel, în cazul bronzurilor cu aluminiu nebarbotate, duratele de solidificare au variat între 2,5 și 3,0 min, dimensiunile probelor fiind 30 × 30 × 300 mm, în timp ce la bronzurile barbotate au variat între 1,0 și 2,0 min. La aceste bronzuri solidificarea are loc într-un interval de temperatură ceva mai mare (15—25°C), sfîrșitul palierului de pe curbele de răcire fiind mai puțin conturat.

În figura 3 *a*, se arată microstructura bronzului cu aluminiu înainte de retopire, iar în figura 3 *b*, după retopire. Înainte de retopire atît faza α, cît și $\alpha + \delta$ se găsesc sub formă de cristale grosolane, puternic dezvoltate. După retopire, eutectoidul $\alpha + \delta$ se găsește fin repartizat la limitele dendritelor de fază α. Barbotarea azotului în bronzuri cu aluminiu duce la obținerea unor structuri cu granulație uniformă în care faza eutectoidă $\alpha + \delta$ este fin și uniform repartizată la limitele grăunților (fig. 3 *c*). O dată cu creșterea duratei de barbotare a azotului, granulația devine tot mai fină (fig. 3 *d, e*).

Schimbarea caracterului palierului de solidificare de pe curbele de răcire în urma barbotării azotului în bronzurile cu aluminiu lichid denotă că are loc o schimbare a condițiilor de solidificare și deci, că barbotarea joacă rol de modificare. Acest lucru este confirmat de altfel de finisarea structurii. Mărirea rezistenței la tracțiune și a alungirii are loc datorită acestei finisări a structurii.

Analizînd datele experimentale prezentate mai sus, rezultă că bronzurile cu aluminiu fabricate în țară și folosite ca materie primă sînt de calitate bună.

Barbotarea azotului în bronzurile cu aluminiu influențează în primul rînd proprietățile mecanice ale bronzurilor cu aluminiu și mai puțin proprietățile de turnare.

Construcția de mașini

CZ 621.2336 – 585.22

Contribuții la acționarea meselor rotative din instalațiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice

Ing. NICOLAIE PELIGRAD și ing. VALENTIN ATANASIU
Institutul de studii, cercetări și proiectări tehnologice pentru industria constructoare de mașini, utilaje și industria electrotehnică

1. Generalități

După cum se știe, forajul cu masa rotativă se bazează pe doi factori principali :

— Pătrunderea sapei în teren, sub acțiunea apăsării și rotirii prăjinilor. Apăsarea pe sapă se realizează prin greutatea prăjinilor grele, întreaga coloană fiind suspendată în sistemul macara-geamblac al instalației. Rotirea sapei cu întreaga coloană de prăjini este asigurată de către masa rotativă, acționată de motoare Diesel, prin intermediul unui sistem de transmisie.

— Spălarea continuă a tălpii sondei de bucățile de rocă sfărîmată precum și antrenarea și scoaterea acestora la suprafață.

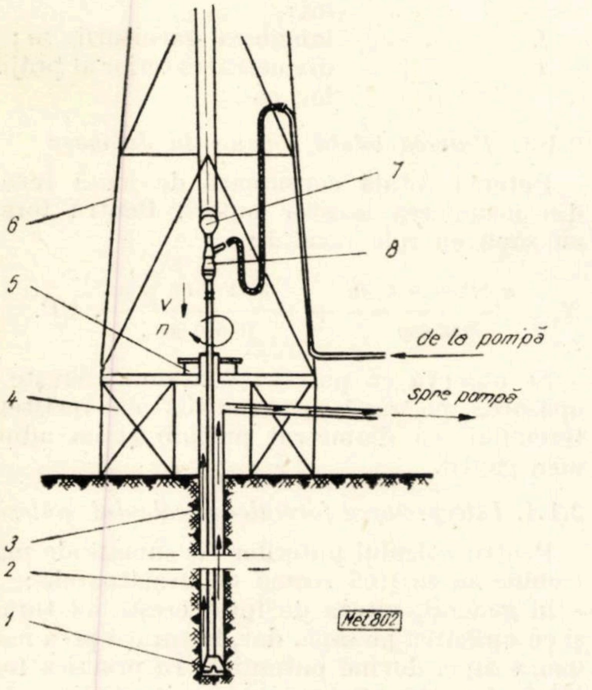


Fig. 1. Schema simplă a forajului cu masa rotativă :
1 – sapa ; *2* – prăjina ; *3* – burlan ; *4* – substructura turlei ; *5* – masa rotativă ; *6* – turla ; *7* – macara-cîrlig ; *8* – cap hidraulic ; *v* = viteza de pătrundere a sapei în teren (viteza de foraj) ; *n* = turații ale mesei rotative (turații ale sapei).

În acest caz, sapa va lucra mereu în teren tare, curat și se pot realiza viteze de foraj convenabile.

Realizarea acestui deziderat presupune existența unui circuit continuu de noroi, care pătrunde prin interiorul prăjinilor, iese prin orificiile sapei și se ridică apoi la suprafață prin spațiul inelar dintre exteriorul prăjinilor de foraj și gaură.

Circuitul de noroi este asigurat de pompe montate special în acest scop în instalație.

Debitul de noroi al pompelor trebuie să asigure, pe de o parte, viteze suficient de mari prin orificiile sapei, pentru a curăța talpa sondei, pe de altă parte, viteze suficient de mari în spațiul inelar dintre prăjini și gaură, pentru antrenarea la suprafață a bucăților de rocă sfărîmată.

Schema simplă a forajului cu masa rotativă este arătată în figura 1.

Pentru acționarea simultană a mesei rotative și a pompei de noroi, grupurile de forță ale instalației (motoarele Diesel) trebuie să asigure, printr-un sistem de transmisie, puterea necesară, la turațiile corespunzătoare.

În această lucrare se stabilesc parametrii funcționali ai mesei rotative și se determină puterile, momentele și turațiile necesare pentru forajul la adîncimi mari, cuprinse între 3 000 și 6 000 m. De asemenea, se studiază problema transmiterii puterii de la motoare la masa rotativă.

2. Condițiile de lucru ale mesei rotative și puterile consumate la rotirea prăjinilor și la avansarea sapei

În foraj, acționarea mesei rotative trebuie să îndeplinească următoarele condiții :

— transmiterea mișcării de la motoare la masă, asigurată de lanțuri sau axe cardanice ;

— rotirea mesei cu diferite viteze, dînd astfel posibilitate sondorului să aleagă o turație corespunzătoare, funcție de sapă și teren ;

— să permită inversarea sensului de rotație, mișcare necesară pentru unele operații;

— să limiteze momentul maxim al mesei la valori care să nu ducă la ruperi sau deteriorări de piese (prăjini, axe, lanțuri etc.), în caz de creștere neobișnuită, accidentală a momentului.

Puterea necesară pentru forajul cu masa rotativă depinde de mai mulți factori.

Se poate considera că puterea totală consumată, măsurată la pătrații mesei, este:

$$N_t = N_{sd} + N_{sf} + N_{pn} + N_{pg}, \qquad (1)$$

în care:

N_{sd} este puterea consumată de sapă pentru despicarea rocii;
N_{sf} — puterea consumată de sapă pentru învingerea frecărilor cu terenul;
N_{pn} — puterea consumată la rotirea prăjinilor în noroi;
N_{pg} — puterea consumată la frecarea prăjinilor cu pereții găurii.

Relația nu ține seama de factori accidentali, ca: înțepeniri locale, devieri de gaură etc., fapt care trebuie luat în considerație de constructor, atunci cînd se determină puterea totală instalată, necesară pentru acționarea mesei.

Pentru determinarea puterilor consumate de masă în forajul la diferite adîncimi, s-au luat în considerație atît metoda analitică de calcul, după formulele din literatura de specialitate, cît și o serie de date experimentale publicate. Din compararea acestor rezultate s-au tras concluziile în ceea ce privește necesarul de putere pentru acționarea mesei.

2.1. Determinarea prin calcul a puterii consumate de masă

2.1.1. *Puterea consumată de sapă în talpa sondei*

În literatura de specialitate [1] se arată că pentru forajul cu sapa cu role, puterea consumată de sapă, atît pentru despicarea rocii cît și pentru învingerea frecărilor cu terenul, poate fi exprimată prin relația:

$$N_s = \frac{\sigma_c\, hl^2mn + C\, fln}{286\,000}, \text{ CP}, \qquad (2)$$

în care:

σ_a este rezistența la despicare a rocii în kgf/cm², pentru care se pot lua următoarele valori:

Terenul		σ_c, kgf/cm²
Moale	Cărbuni minerali, argile, șisturi silicioase, gresii și siderite	200— 800
Semitare	Marmore și dolomite, calcare și bazalturi	800—1 200
Tare	Granit, cuarțite etc.	1 200—2 500

h, l — adîncimea respectiv lungimea dintelui rolei;
m — numărul de role (de obicei $m = 3$);
n — turația mesei, rot/min;
C — apăsarea pe sapă, în kgf (variază între 2 000 și 20 000, în funcție de teren și de modul de alcătuire a coloanei de prăjini grele);
f — coeficientul de frecare care variază în funcție de teren, astfel:

Coeficient de frecare	0,12 – 0,20	0,20 – 0,30	0,30 – 0,35
Natura terenului	Moale	Semitare	Tare

Pentru forajul cu sapa coadă de pește, puterea consumată de sapă se poate exprima prin relația [1]:

$$N_s = \sqrt[4]{n\, h^3_{min}} \times \frac{\sigma_c F}{142\,500} + \frac{f C n D}{200\,000}, \text{ CP}, \qquad (3)$$

în care:

h_{min} este viteza de foraj, cm/min;
D — diametrul de lucru al sapei, cm;
F — suprafața de lucru a sapei, cm².

2.1.2. *Puterea consumată de frecările garniturii în noroi și pe pereții găurii*

Acest termen se poate calcula prin relația [1]:

$$N_p = 3{,}18 \cdot 10^{-7}\, \gamma \cdot d^2 \cdot L \cdot n \sqrt[3]{n}, \text{ CP}, \qquad (4)$$

în care:

$\gamma = 1{,}2$ t/m³ este greutatea specifică a noroiului;
L — lungimea garniturii, m;
d — diametrul exterior al prăjinilor, cm.

2.1.3. *Puterea totală consumată de masă*

Puterea totală consumată de masă rezultă din însumarea acestor puteri. Pentru forajul cu sapa cu role rezultă:

$$N_t = \frac{\sigma_c\, hl^2mn + C\, fln}{286\,000} + \frac{3{,}82\, d^2\, Ln \sqrt[3]{n}}{10\,000\,000}, \text{ CP}. \qquad (5)$$

Se observă că puterea consumată crește cu apăsarea pe sapă, cu turația, cu rezistența terenului, cu diametrul prăjinii și cu adîncimea găurii.

2.1.4. *Interpretarea formulei și calculul puterilor*

Pentru calculul puterilor consumate de masă trebuie să se țină seama de următoarele:

—în general, viteza de foraj crește cu turația și cu apăsarea pe sapă, dar, la turații prea mari, uzura sapei devine puternică. În practica forajului, turația maximă a mesei se limitează — în cazul adîncimilor mari — din acest motiv la 200—300 rot/min. Pentru turații mai mari, formula de mai sus nu mai este valabilă;

— pe de altă parte, puterea la o turaţie dată este limitată de valoarea momentului maxim admis pentru înşurubarea prăjinilor;

— deoarece factorii de care depinde puterea consumată la rotirea prăjinilor şi avansul sapei depind de programul de tubaj, de componenţa garniturii, de dimensiunile sapei şi de adîncimea sondei, aplicarea directă în calcule a formulei (5) necesită alcătuirea în prealabil a schemei de foraj.

După cum se ştie, în funcţie de teren şi de adîncimea sondei, există multe posibilităţi de alcătuire a coloanelor de tubaj şi a garniturii de foraj. Pentru calculele ce vor urma, s-a propus varianta alcătuită în tabela 1 şi figura 1.

2.1.5. *Construirea diagramei de variaţie a puterii*

În diagrama de variaţie a puterii, se pot reprezenta separat cei doi termeni ai relaţiei (5).

Tabela 1

Componenţa garniturii şi programul de tubaj pentru forajul sondelor la diferite adîncimi

Adîncimea sondei, m	Diametrul burlanelor		Adîncimea de tubare, m	Diametrul sapei		Diametrul exterior al prăjinilor	
	exterior, ţoli	interior, mm		exterioare, mm	introduse, mm	ţoli	mm
Pînă la 3 000	12 3/4	303	700	395	295	5 9/16	141,3
	8 5/8	203	2 300	295	190	5 9/16	141,3
	5 3/4	126	3 000	190	120	4 1/2	114,3
Pînă la 4 500	12 3/4	303	700	395	295	5 9/16	141,3
	8 5/8	203	2 800	295	190	5 9/16	141,3
	5 3/4	126	4 500	190	120	4 1/2	114,3
Pînă la 6 000	16 3/4	404	200	525	395	6 5/8	168,3
	12 3/4	303	2 500	395	295	5 9/16	141,3
	8 5/8	203	4 500	295	190	5 9/16	141,3
	5 3/4	126	6 000	190	120	4 1/2	114,3

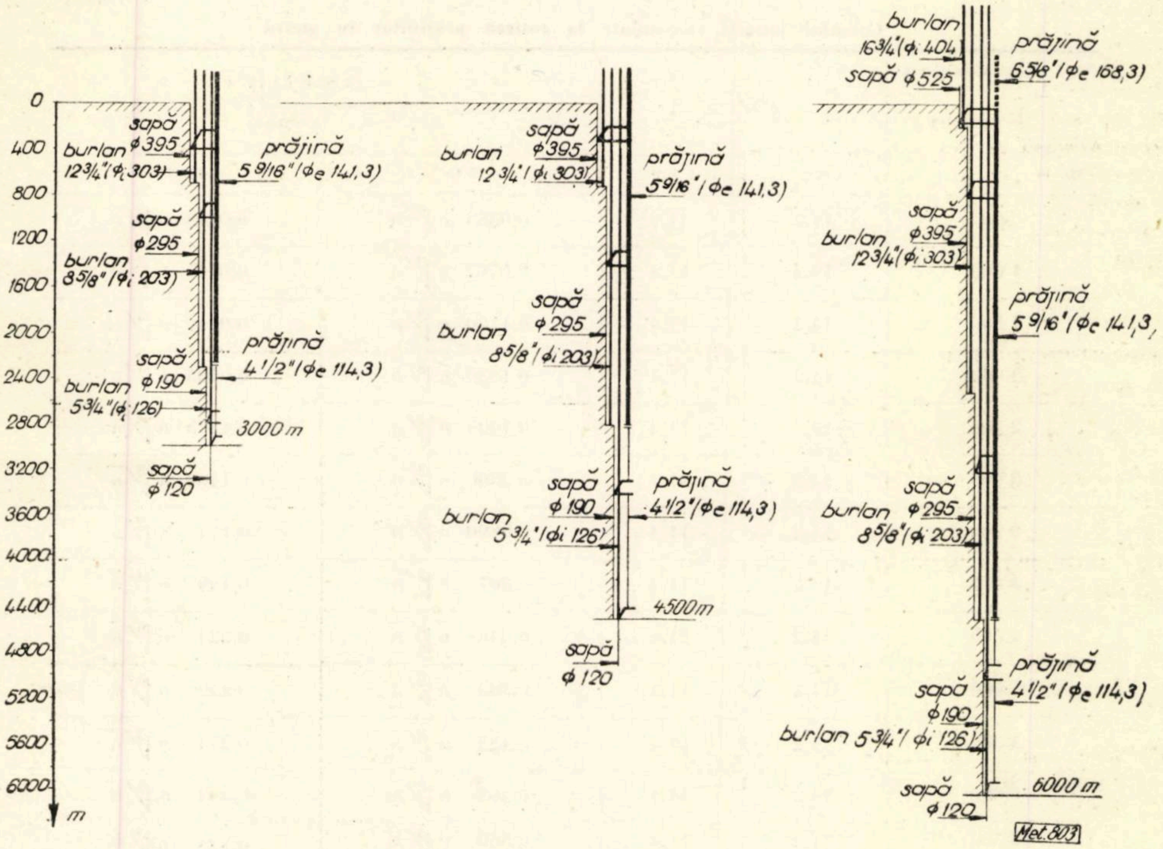

0
400
800
1200
1600
2000
2400
2800
3200
3600
4000
4400
4800
5200
5600
6000
m
sapă ϕ395
burlan 12¾"(ϕi 303)
prăjină 5 9/16"(ϕe 141,3)
sapă ϕ295
burlan 8⅝"(ϕi 203)
prăjină 4½"(ϕe 114,3)
sapă ϕ190
burlan 5¾"(ϕi 126)
3000 m
sapă ϕ120
sapă ϕ395
burlan 12¾"(ϕi 303)
prăjină 5 9/16"(ϕe 141,3)
sapă ϕ295
burlan 8⅝"(ϕi 203)
sapă ϕ190
prăjină 4½"(ϕe 114,3)
burlan 5¾"(ϕi 126)
4500 m
sapă ϕ120
burlan 16¾"(ϕi 404)
prăjină 6⅝"(ϕe 168,3)
sapă ϕ525
sapă ϕ395
burlan 12¾"(ϕi 303)
prăjină 5 9/16"(ϕe 141,3)
sapă ϕ295
burlan 8⅝"(ϕi 203)
prăjină 4½"(ϕe 114,3)
sapă ϕ190
burlan 5¾"(ϕi 126)
6000 m
sapă ϕ120
Met.803

Fig. 2. Componenţa garniturii şi programul de tubaj pentru forajul sondelor de mare adîncime.

Primul termen al acestei relaţii N_s reprezintă variaţia liniară a puterii cu turaţia, în ipoteza că se forează în diferite terenuri, cu diferite apăsări pe sapă. În calcule s-a considerat că forajul se efectuează cu sapa cu un diametru mediu de 243 mm şi s-au folosit coeficienţii din tabela 2.

Pentru a putea compara relaţiile teoretice cu datele experimentale, s-au folosit valorile apăsărilor pe sapă experimentale indicate în literatura de specialitate [4].

Al doilea termen al relaţiei reprezintă tot variaţia puterii cu turaţia, dar pentru diferite adîncimi de foraj şi pentru prăjini de 5 9/16″

și 4 1/2″ diametru. Din calcule, rezultă valorile redate în tabela 3.

Acest al doilea termen al relației (5) poate fi reprezentat și într-o diagramă în care variabila independentă este adîncimea sondei și parametrul constant este turația (tabela 4).

Tabela 2

Calculul puterii consumate de sapă

Terenul \ Coeficientul	σ_c, kgf/cm²	Sapa: h, cm	Sapa: l, cm	Sapa	m	C, kgf	f	Puterea în CP: $N_s = \frac{\sigma_c \cdot h \cdot l^2 \cdot m \cdot n + C \cdot f \cdot l \cdot n}{286\,000}$
Moale	700	1	6		3	4 536	0,20	0,283 n
						9 072		0,303 n
Semitare	1 000	1	6		3	4 536	0,25	0,416 n
						9 072		0,435 n
Tare	1 400	1	6		3	4 536	0,30	0,557 n
						9 072		0,585 n
						13 608		0,614 n

Tabela 3

Calculul puterii consumate la rotirea prăjinilor în gaură

Adîncimea de foraj, m \ Coeficientul	d, cm		$N_p = \frac{3{,}82\, d^2\, Ln \sqrt[3]{n}}{10\,000\,000}$	
	5 9/16″	4 1/2″	5 9/16″	4 1/2″
500	14,2	11,4	0,0383 $n\sqrt[3]{n}$	0,0248 $n\sqrt[3]{n}$
1 000	14,2	11,4	0,0767 $n\sqrt[3]{n}$	0,0497 $n\sqrt[3]{n}$
1 500	14,2	11,4	0,1150 $n\sqrt[3]{n}$	0,0746 $n\sqrt[3]{n}$
2 000	14,2	11,4	0,1530 $n\sqrt[3]{n}$	0,0995 $n\sqrt[3]{n}$
2 500	14,2	11,4	0,1920 $n\sqrt[3]{n}$	0,1245 $n\sqrt[3]{n}$
3 000	14,2	11,4	0,2300 $n\sqrt[3]{n}$	0,1490 $n\sqrt[3]{n}$
3 500	14,2	11,4	0,2690 $n\sqrt[3]{n}$	0,174 $n\sqrt[3]{n}$
4 000	14,2	11,4	0,307 $n\sqrt[3]{n}$	0,199 $n\sqrt[3]{n}$
4 500	14,2	11,4	0,346 $n\sqrt[3]{n}$	0,224 $n\sqrt[3]{n}$
5 000	14,2	11,4	0,385 $n\sqrt[3]{n}$	0,249 $n\sqrt[3]{n}$
5 500	14,2	11,4	0,423 $n\sqrt[3]{n}$	0,274 $n\sqrt[3]{n}$
6 000	14,2	11,4	0,462 $n\sqrt[3]{n}$	0,299 $n\sqrt[3]{n}$
6 500	14,2	11,4	0,500 $n\sqrt[3]{n}$	0,324 $n\sqrt[3]{n}$

Rezultatele redate în tabelele 2, 3 și 4 sînt reprezentate grafic în figurile 3, 4, 5 și 6, în care s-au trecut și datele experimentale asupra puterilor consumate la masa rotativă, indicate în literatura de specialitate.

2.2. Datele experimentale

În lucrarea [4] sînt redate puterile consumate la sapă, determinate experimental. În figura 3, s-au reprezentat aceste date experimentale, care corespund sapelor cu 222 mm (8 3/4″) și 280 mm (11″) diametru, pentru terenuri moi, semitari și tari, pentru apăsări pe sapă de 4 536, 9 072 și 13 608 kgf, corespunzînd unor coloane de prăjini grele de 4 1/2″ și 5 9/16″, de diferite lungimi pînă la maximum 120 m.

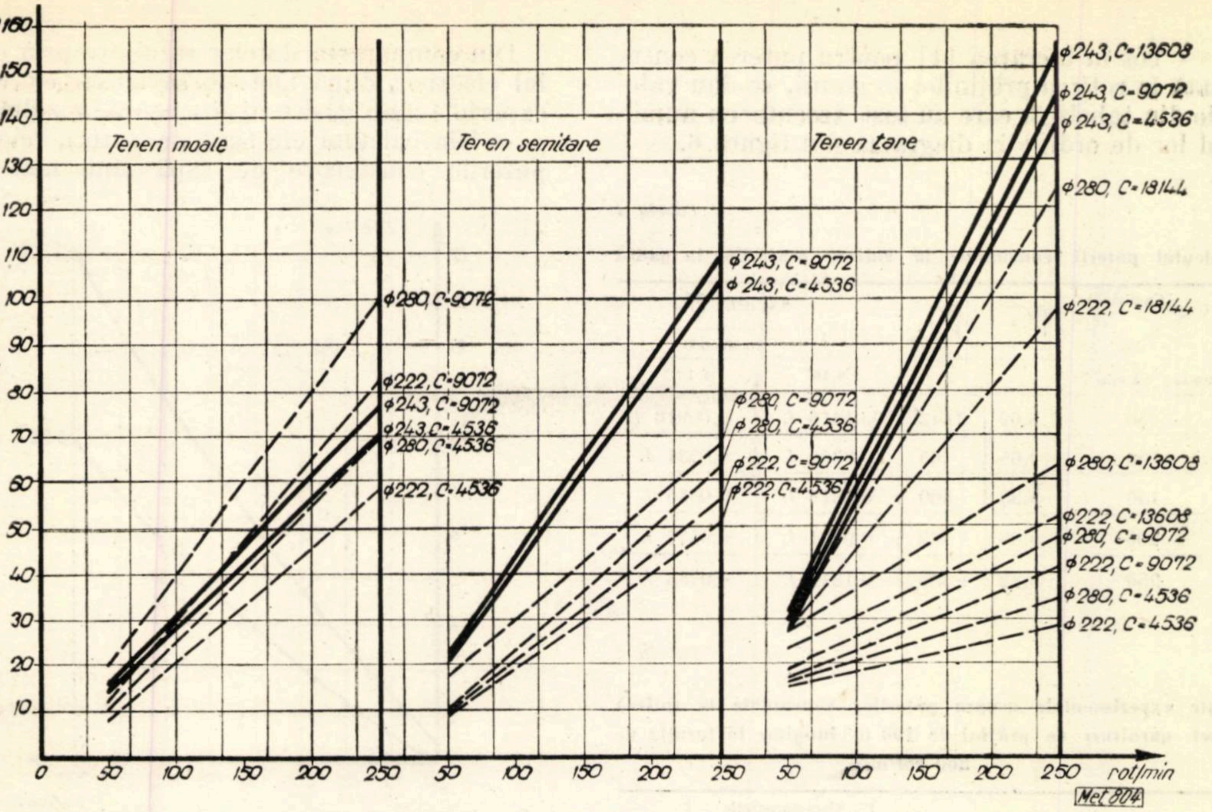


Fig. 3. Consumul de putere N_s la sapă, pentru diferite terenuri şi diferite apăsări pe talpă, în funcţie de turaţie:

—— curbe trasate prin calcul

– – – curbe trasate după date experimentale

Ø = diametrul sapei, mm

C = apăsarea pe sapă kg.

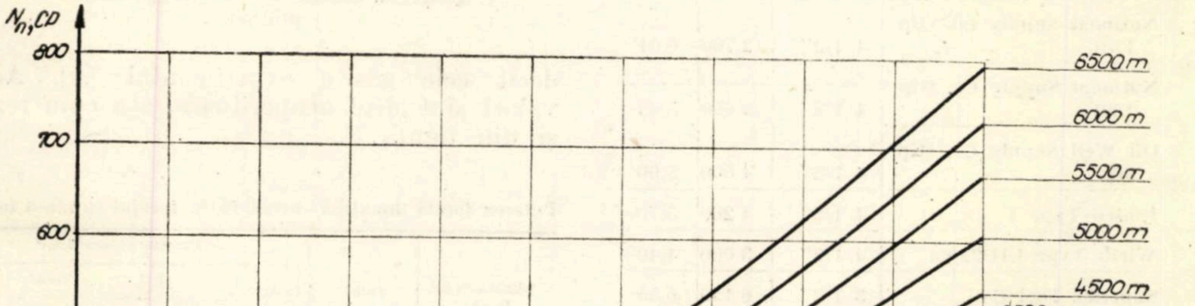


Fig. 4. Consumul de putere N_p la rotirea prăjinilor în gaură pentru diferite turaţii şi diametre de garnitură, în funcţie de adîncimea sondei.

— Tot în lucrarea [4] pentru puterea consumată la rotirea prăjinilor în gaură, se dau valorile din tabela 5, care au fost trecute cu numărul lor de ordine în diagrama din figura 6.

Tabela 4

Calculul puterii consumate la rotirea prăjinilor în gaură

Coeficientul / Turația, rot/min	$\sqrt[3]{n}$	$n\sqrt[3]{n}$	$N_j = \frac{3{,}82\, d^2 L n \sqrt[3]{n}}{10\,000\,000}$	
			5 9/16″	4 1/2″
50	3,69	184,5	0,01415 *L*	0,00916 *L*
100	4,65	465	0,0356 *L*	0,0231 *L*
150	5,33	800	0,0613 *L*	0,0385 *L*
200	5,86	1 162	0,0891 *L*	0,0577 *L*
250	6,32	1 580	0,1210 *L*	0,0785 *L*

Tabela 5

Date experimentale asupra puterilor consumate la rotirea unei garnituri de prăjini de 100 m lungime la turația de 200 rot/min.

Nr. crt.	Firma	Caracteristicile		Puterea, CP/100m
		diametrul prăjinii, țoli	Adîncimea, m	
1.	National Supply Co. (tip 110)	4 1/2″	2 700	6,04
2.	National Supply Co. (tip 130)	4 1/2″	3 600	5,05
3.	Oil Well Supply Co. (tip 96)	4 1/2″	4 500	5,00
4.	Emsco Type I	4 1/2″	4 200	5,70
5.	Wirth Type LH 22/6a	4 1/2″	3 000	4,40
6.	Superior Tool Co.	3 1/2″	6 150	6,55
7.	Brewster Co. Inc.	4 1/2″	3 600	5,50
8.	Ohio Co.	5 9/16″	7 000	3,10

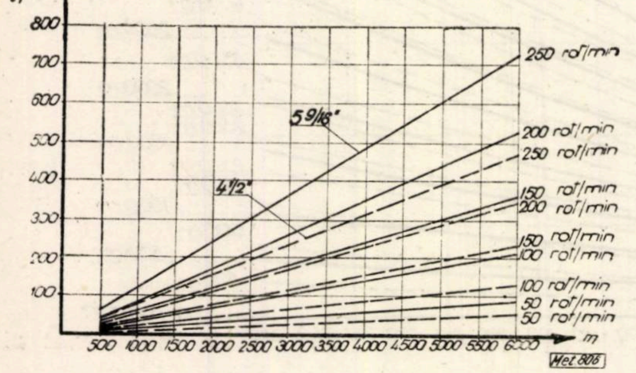


Fig. 5. Consumul de putere la rotirea prăjinilor în gaură, pentru diferite turații și diametre de garnitură, în funcție de adîncimea sondei.

Din compararea datelor rezultate prin calculul efectuat după metoda sovietică cu datele experimentale găsite în literatură, rezultă :

— Din calculul efectuat de autori, reiese că puterile consumate de sapă sînt mai mari decît cele găsite experimental [4]. Aceste valori sînt deci acoperitoare, așa cum rezultă și din figura 3.

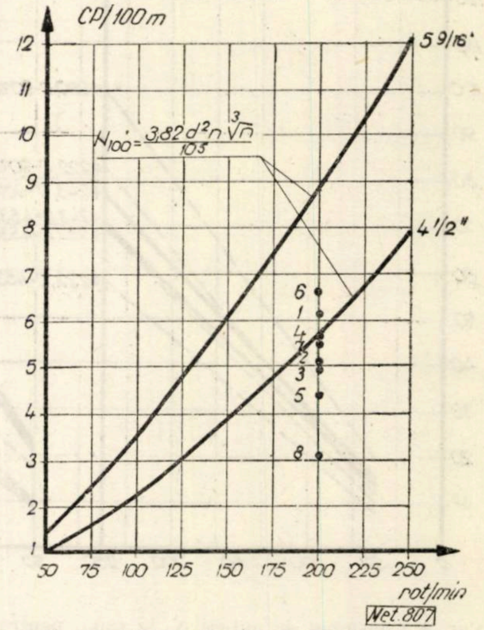


Fig. 6. Consumul de putere la rotirea unei garnituri de prăjini de 100 m lungime, în funcție de turație și diametrul prăjinilor.

Tabela 6

Puterea totală maximă necesară la forajul cu masa rotativă

Adîncimea de foraj, mm	Felul terenului	Puterea necesară, CP				
		la sapa de 243 mm diametru	la rotirea garniturii	Total		
				la masă	la ieșirea din convertizor (1)	la motor (2)
1 000 – 1 200	moale	50	56	126	180	225
	semitare	60				
	tare	70				
1 800 – 2 000	moale	50	95	165	236	295
	semitare	60				
	tare	70				
2 500 – 3 500	moale	50	170	240	344	430
	semitare	60				
	tare	70				
4 500 – 6 500	moale	50	320	390	558	700
	semitare	60				
	tare	70				

(1) Randamentul transmisiei mecanice ; $\eta_m = 0{,}7$.

(2) Randamentul minim în domeniul normal de funcționare a convertizorului hidraulic de cuplu ; $\eta_c = 0{,}8$.

— Puterile consumate la rotirea garniturii, stabilite prin calcul, se încadrează în jurul valorii medii rezultate din datele experimentale publicate (fig. 6). Rezultă deci că metoda analitică de calcul se poate folosi cu succes pentru instalaţiile de mare adîncime, unde puterea consumată de sapă este neînsemnată faţă de puterea necesară pentru rotirea prăjinilor în gaură.

— Ţinînd seama de cele menţionate, pe baza diagramelor trasate se pot considera o serie de valori medii care duc la o tipizare a puterii pentru forajul la diferite adîncimi. Aceste valori sînt redate în tabela 6.

3. Modul de acţionare a mesei rotative

În instalaţiile de foraj Diesel—hidraulice masa rotativă este acţionată la capătul unui lanţ cinematic pus în mişcare fie prin intermediul turboambreiajelor (cuplajelor hidraulice), fie prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu (turbotransformatoarelor), după cum instalaţia respectivă este echipată cu un fel sau altfel de transmisie. În figura 7 este arătată schema cinematică a unei instalaţii de foraj cu transmisie hidrodinamică.

Transmisiile hidrodinamice cu care sînt echipate instalaţiile de foraj pot fi :

a) Turboambreiaje (cuplaje hidraulice) cu umplere totală sau cu umplere variabilă.

b) Convertizoare hidraulice de cuplu (turbotransformatoare) cu palete fixe, cu palete reglabile sau complexe.

Toate tipurile de transmisii hidrodinamice realizează transmiterea energiei de la un motor de antrenare la utilizare prin intermediul energiei hidraulice (energia cinetică a lichidului).

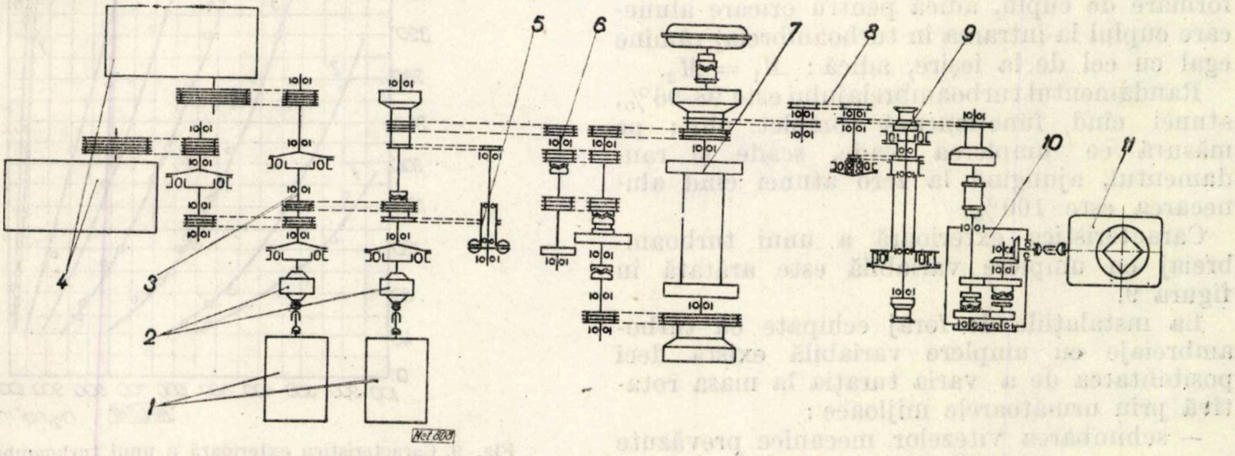


Fig. 7. Schema cinematică a unei instalaţii de foraj echipată cu transmisie hidrodinamică :

1 — motoare Diesel; *2* — cuplaje hidraulice cu umplere totală sau convertizoare hidraulice de cuplu; *3* — axe intermediare de transmisie; *4* — pompele de noroi; *5* — cuplajul hidraulic cu umplere variabilă special pentru acţionarea mesei rotative; *6* — cutia de viteze; *7* — toba de manevră (troliu); *8* — axe intermediare de transmisie; *9* — toba de lăcărit şi axul mosoarelor; *10* — cutia de viteze; *11* — masa rotativă.

Turboambreiajele transmit energia de la motoarele de antrenare fără a produce şi o transformare de cuplu, ele avînd rolul de a crea o legătură elastică capabilă să amortizeze vibraţiile torsionale şi şocurile din timpul exploatării. În general ele se montează între motoarele de antrenare şi restul instalaţiei.

Turboambreiajele cu umplere totală funcţionează în permanenţă pline cu lichid transmiţînd cuplurile la alunecări cuprinse între 2 şi 4%, turaţia la ieşire din turboambreiaj fiind deci cu 2—4% mai mică decît cea de la intrare.

Ştiind că între alunecare şi randament există relaţia :

$$\boxed{\eta = 1 - a}\,, \qquad (6)$$

rezultă că randamentele acestor turboambreiaje sînt cuprinse între 98 şi 96%.

În cazul turboambreiajelor, cuplul la intrare este egal cu cel de la ieşire, adică $M_1 = M_2$. Turboambreiajele cu umplere totală pot fi cuplate (umplute complet) sau decuplate (golite complet) la comandă.

Caracteristica exterioară a unui turboambreiaj cu umplere totală este arătată în figura 8.

Prin urmare, în cazul cînd instalaţiile de foraj sînt echipate cu turboambreiaje, turaţiile ce se obţin la masa rotativă sînt aceleaşi ca în cazul cînd turboambreiajul ar fi înlocuit cu o transmisie pur mecanică, cu diferenţa că turaţiile sînt mai mici cu 2—4%, (în funcţie de alunecarea turboambreiajului).

În cazul instalaţiilor de foraj cu turboambreiaje cu umplere totală, variaţia vitezelor la masă se poate realiza deci numai prin schimbarea vitezelor în lanţul cinematic al ei, sau prin variaţia turaţiei motoarelor Diesel.

Turboambreiajele cu umplere variabilă pot funcţiona cu umplere totală, în care caz alunecările sînt 2—4% sau pot funcţiona cu umpleri parțiale, în care caz alunecările pot varia pînă la 100%. Varierea umplerii se face la comandă; se pot obține deci în mod voit, la ieșirea din turboambreiaj, turații de orice valoare, cuprinse între zero și valoarea turației de la intrare. Această variație de turație la ieșirea din turboambreiaj se face fără transformare de cuplu, adică pentru oricare alunecare cuplul la intrarea în turboambreiaj rămîne egal cu cel de la ieșire, adică: $M_1 = M_2$.

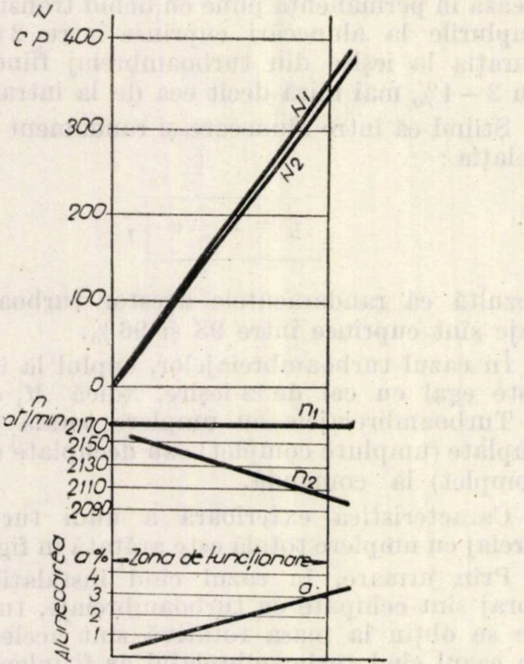


Fig. 8. Caracteristica exterioară a turboambreiajului TA-500:

1 — caracteristicile la intrarea în cuplaj; 2 — caracteristicile la ieșirea din cuplaj.

Randamentul turboambreiajului este 98-96%, atunci cînd funcționează complet plin; pe măsură ce umplerea scade, scade și randamentul, ajungînd la zero atunci cînd alunecarea este 100%.

Caracteristica exterioară a unui turboambreiaj cu umplere variabilă este arătată în figura 9.

La instalațiile de foraj echipate cu turboambreiaje cu umplere variabilă există deci posibilitatea de a varia turația la masa rotativă prin următoarele mijloace:

— schimbarea vitezelor mecanice prevăzute pentru masa rotativă;

— variația turației motoarelor Diesel;

— varierea umplerii turboambreiajului.

Dacă în timpul forajului sînt necesare viteze la masă care nu se pot obține prin vitezele mecanice prevăzute și nici prin variația turației motoarelor Diesel, acestea se pot obține prin varierea umplerii turboambreiajului. Deci o instalație de foraj echipată cu asemenea turboambreiaje poate obține orice viteză la masa rotativă, oricît de mică ar fi ea, (chiar zero), adică va putea face față tuturor operațiilor speciale ce se pot ivi în timpul exploatării, (diagrama din fig. 9).

În cazul cînd sînt necesare viteze foarte mici la masă, puterile transmise sînt și ele mici, deci nu are importanță prea mare randamentul turboambreiajului.

Turboambreiajele cu umplere variabilă, montate în cadrul instalațiilor de foraj ca agregate speciale pentru masă (fig. 7, poz. 5), prezintă și alte avantaje care vor fi arătate în cele ce urmează.

Convertizoarele hidraulice de cuplu transmit energia de la motoarele de antrenare producînd o transformare continuă a cuplurilor și a turațiilor, în mod automat, în funcție de sarcină. Totodată ele creează și o legătură elastică între motoarele de antrenare și instalația de foraj, capabilă să amortizeze vibrațiile torsionale și șocurile din timpul exploatării. Convertizoarele hidraulice de cuplu pot fi cu palete fixe sau cu palete reglabile.

Convertizoarele hidraulice de cuplu cu palete fixe pot fi de diferite tipuri în funcție de forma rotorului turbină. Cele mai răspîndite în utilajul petrolier sînt cele cu trei trepte (rotorul turbină are trei rînduri de palete) și cu o treaptă (rotorul turbină are un rînd de palete).

Caracteristicile exterioare ale unui convertizor hidraulic de cuplu cu trei trepte folosit în instalațiile de foraj din țara noastră sînt arătate în figura 10.

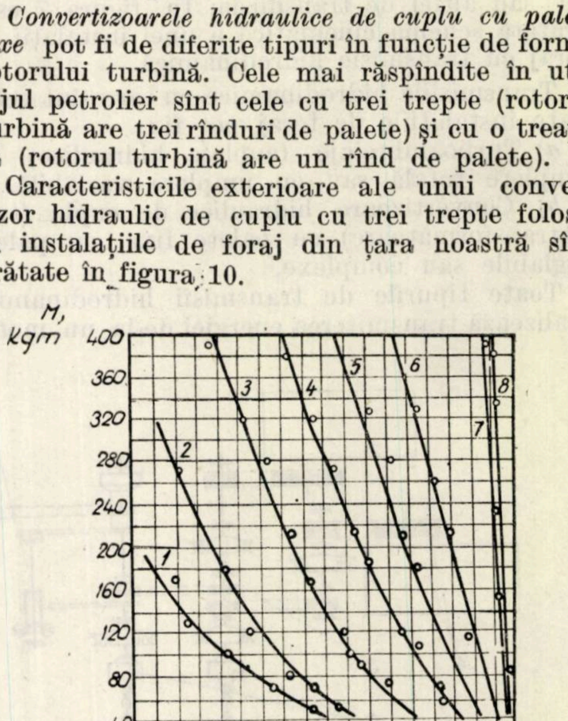


Fig. 9. Caracteristica exterioară a unui turboambreiaj cu umplere variabilă:

1 m — 8 diferite umpleri.

La instalațiile de foraj echipate cu convertizoare hidraulice de cuplu turația la masa rotativă poate varia prin:

— schimbarea vitezelor mecanice prevăzute în lanțul cinematic pentru masa rotativă (se comandă);

— variaţia turaţiei motoarelor Diesel (se comandă);

— variaţia turaţiei la ieşirea din convertizor în funcţie de sarcină (se face în mod automat).

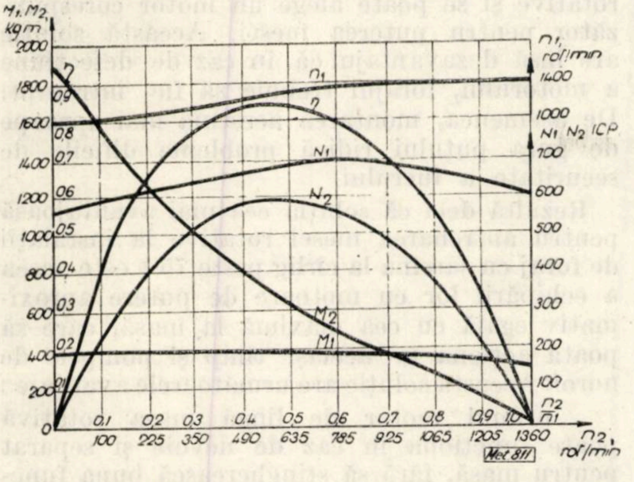


Fig. 10. Caracteristicile exterioare ale unui convertizor hidraulic de cuplu, cu 3 trepte:

M_1 – momentul la intrare, kgm; M_2 – momentul la ieşire, kgm; n_1 – turaţia la intrare, rot/min; n_2 – turaţia la ieşire, rot/min; N_1 – puterea la intrare, CP; N_2 – puterea la ieşire, CP; η – randamentul.

Prin combinarea ultimelor două posibilităţi de variaţie a turaţiilor se pot obţine viteze foarte diferite la masă, putîndu-se acoperi un domeniu mai mare de turaţii decît în cazul instalaţiilor echipate cu turboambreiaje cu umplere totală.

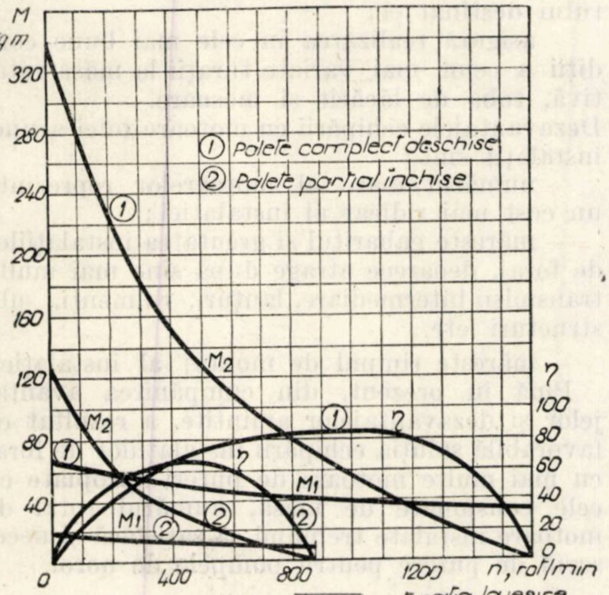


Fig. 11. Caracteristicile exterioare ale unui convertizor hidraulic de cuplu cu paletele rotorului pompă reglabile.

Convertizoarele hidraulice de cuplu cu palete reglabile pot fi cu paletele rotorului pompă sau cu paletele aparatului director (stator) reglabile.

Cele mai utilizate în instalaţiile de foraj sînt cele cu paletele rotorului pompă reglabile. Caracteristicile exterioare ale unui convertizor hidraulic cu paletele rotorului pompă reglabile sînt arătate în figura 11.

La o instalaţie de foraj echipată cu acest tip de convertizoare, turaţia mesei rotative poate fi variată — în afară de posibilităţile indicate la convertizoarele cu palete fixe — şi prin schimbarea poziţiei paletelor rotorului pompă. Aceasta se poate realiza la comandă.

Convertizoarele hidraulice de cuplu complexe sînt agregate care funcţionează ca convertizoare în zona momentelor mari şi ca turboambreiaje în zona momentelor mici. Caracteristicile exterioare ale convertizorului TTK-1, realizat în U.R.S.S., sînt arătate în figura 12.

În zona de funcţionare ca convertizor acesta are toate caracteristicile arătate la convertizoarele cu palete fixe, iar în zona de funcţionare ca turboambreiaj are toate caracteristicile acestuia, în cazul cînd este cu umplere totală.

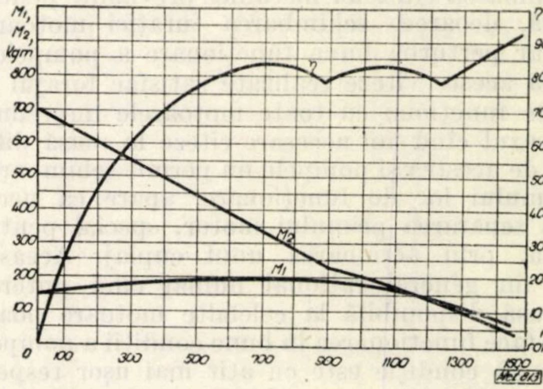


Fig. 12. Caracteristicile exterioare ale convertizorului hidraulic de cuplu TTK-1:

1 – la intrare; *2* – la ieşire.

4. Transmiterea puterii la masa rotativă

4.1. *Probleme generale*

În paragraful 2 s-au tratat probleme legate de puterile pe care le consumă mesele rotative la diferite instalaţii de foraj, pentru a se cunoaşte ordinul de mărime al acestora şi pentru a se înţelege mai bine unele tendinţe care există în prezent în legătură cu antrenarea mesei rotative prin intermediul transmisiilor hidrodinamice.

În general, în cadrul instalaţiilor de foraj Diesel—hidraulice de sarcini la cîrlig peste 75 t, puterea necesară pentru masa rotativă este transmisă în următoarele feluri:

— de la motoarele Diesel ale instalaţiei, care în acelaşi timp transmit şi puterea la pompele de noroi. În acest caz turaţiile pe care le poate avea masa rotativă sînt limitate, în general, de turațiile ce trebuie realizate la pompele de noroi.

— de la unul dintre motoarele Diesel ale instalației (primul motor așezat spre masă), care poate fi separat printr-un cuplaj de restul motoarelor ;

— de la un motor Diesel care este montat separat de celelalte motoare ale instalației și este în apropierea mesei rotative.

În cazul acționării mesei de către motoarele instalației, aceasta funcționează în timpul forajului concomitent cu pompele de noroi. Turațiile de funcționare a motoarelor sînt cele cerute de pompele de noroi pentru a putea realiza parametrii ,,debit și presiune'' necesari forajului, ele fiind consumatorul principal al puterii motoarelor (mai ales la instalațiile de foraj mari). Dacă puterea mesei este luată de la motoarele instalației, care în același timp transmit puterea și la pompe, variația turației la masa rotativă se poate realiza numai prin schimbarea vitezelor mecanice prevăzute pentru masă, deoarece schimbarea turației motoarelor ar perturba buna funcționare a pompelor. Dacă aceste viteze realizate satisfac forajul se poate funcționa cu toate motoarele împreună. În cazul cînd sînt necesare viteze la masă diferite de acestea și pompele nu permit schimbarea regimului lor de funcționare, apare ca necesară separarea primului motor, special pentru masă, prin acționarea unui cuplaj. Aceasta este în general rațional numai cînd puterea rămasă disponibilă la celelalte motoare poate satisface funcționarea în bune condiții a pompei. Această condiție este cu atît mai ușor respectată cu cît puterea unui motor este mai apropiată de puterea necesară pentru masă.

În cazul cînd puterea unui motor din cele cu care sînt echipate instalațiile de foraj este mult mai mare decît puterea cerută de masa rotativă, separarea unui motor pentru masă este asociată cu următoarele neajunsuri :

— puterea instalată necesară a instalației va fi mai mare, deoarece separînd un motor pentru masă, restul motoarelor va trebui să asigure puterea necesară pompelor de noroi ;

— antrenarea mesei rotative cu un motor de o putere cu mult mai mare decît puterea necesară ei nu utilizează rațional acest motor ;

— în cazul antrenării cu convertizor hidraulic, se vor obține cu dificultate viteze mici la masa rotativă, deoarece convertizorul — fiind dimensionat pentru un motor de putere mare — va atrage după sine dezvoltarea unor momente mari la turațiile mici, care vor provoca turații mai mari la masă în cazul cînd aceasta nu are momente rezistente corespunzătoare. Nu trebuie de asemenea uitat că în acest caz și turațiile convenabile pentru mosoare și toba de lăcărit vor fi greu de realizat, deoarece lanțul cinematic al mișcării are o parte din traseu comună.

O altă posibilitate de acționare a mesei rotative este aceea cu un motor separat montat în apropierea ei. Această soluție are avantajul că se poate lucra independent de pompe, simplifică lanțul cinematic al antrenării mesei rotative și se poate alege un motor corespunzător pentru puterea mesei. Această soluție are însă dezavantajul că, în caz de defecțiune a motorului, forajul trebuie să fie întrerupt. De asemenea, montarea acestuia mai aproape de gura puțului ridică probleme dificile de securitate a lucrului.

Rezultă deci că soluția cea mai avantajoasă pentru antrenarea mesei rotative la instalații de foraj cu sarcina la cîrlig peste 75 t este aceea a echipării lor cu motoare de putere aproximativ egală cu cea maximă la masă, care să poată acționa în același timp și pompele de noroi. Această soluție are următoarele avantaje :

— primul motor de lîngă masa rotativă poate funcționa în caz de nevoie și separat pentru masă, fără să stingherească buna funcționare a pompelor, deoarece puterea lui este apropiată de cea necesară pentru masă, lăsînd pompele, ca și în cazul funcționării tuturor motoarelor, împreună ;

— la forajul cu turbină, atunci cînd masa nu consumă putere, puterea motorului pentru masă poate fi utilizată pentru antrenarea pompelor, mărind debitele de noroi ;

— prezintă siguranță în exploatare, deoarece nu există pericolul ca masa să rămînă fără motor de antrenare în cazul defectării motorului destinat ei ;

— asigură realizarea în cele mai bune condiții a celor mai variate turații la masa rotativă, toba de lăcărit și mosoare.

Dezavantajele echipării cu motoare mici a unei instalații sînt :

— numărul mare al motoarelor reprezintă un cost mai ridicat al instalației ;

— mărește gabaritul și greutatea instalațiilor de foraj, deoarece atrage după sine mai multe transmisii intermediare, lanțuri, rulmenți, substructuri etc. ;

— mărește timpul de montaj al instalației.

Pînă în prezent, din cumpănirea avantajelor și dezavantajelor amintite, a rezultat ca favorabilă soluția echipării instalațiilor de foraj cu mai multe motoare de puteri apropiate cu cele consumate de masă, numărul total de motoare instalate trebuind să satisfacă și necesarul de putere pentru pompele de noroi.

4.2. *Turboambreiaj cu umplere variabilă special pentru antrenarea mesei rotative*

Din cauza dezavantajelor echipării cu motoare mici a instalațiilor, în prezent există tendința de utilizare și a motoarelor Diesel de putere mare (700–800 CP) la instalațiile de foraj.

Întrucît puterea cerută de masă reprezintă însă, la unele instalații, numai aproximativ jumătate din puterea unui singur motor (tabela 6), se caută soluții pentru înlăturarea neajunsurilor specifice acestei situații.

Soluția pentru o utilizare rațională a motoarelor de putere mare la unele instalații de foraj este introducerea în lanțul cinematic al acestora a turboambreiajelor cu umplere variabilă conform schemei din figura 7, poz. 5.

În timpul forajului se decuplează cuplajul pneumatic de pe arborele I al transmisiei intermediare, puterea la masă fiind transmisă prin intermediul turboambreiajului cu umplere variabilă. În timpul extragerii garniturilor de foraj se cuplează cuplajul pneumatic și se golește de lichid turboambreiajul, puterea transmisă la troliu nemaitrecînd prin el. Chiar dacă nu se golește de lichid, turboambreiajul nu va transmite putere deoarece prin cuplarea cuplajului pneumatic intrarea și ieșirea din turboambreiaj se rotesc cu turație egală și neexistînd alunecare între cei doi rotori nu se va transmite putere, deoarece nu există o circulație relativă de lichid între cei doi rotori ai turboambreiajului (rotorul pompă și rotorul turbină).

În această soluție motoarele pot antrena simultan pompele de noroi și masa rotativă, nemaifiind nevoie de o separare a lor pentru obținerea unor viteze speciale la masă, deoarece prin reglarea umplerii, adică prin funcționare cu umpleri parțiale, se va putea obține la masă orice viteză (chiar zero), independent de regimul de funcționare a pompelor.

Introducerea turboambreiajului cu umplere variabilă în instalațiile de foraj rezolvă următoarele probleme :

— dă posibilitatea să se utilizeze în mod rațional la instalații de foraj motoare de putere mare (de circa două ori mai mare decît puterea necesară pentru antrenarea mesei);

— prin varierea umplerii se pot obține la masa rotativă toate vitezele dorite, și în special viteze foarte mici (chiar zero), care vor permite efectuarea a tot felul de operații speciale, mărindu-i astfel domeniul de utilizare;

— prin măsurarea alunecării în timpul funcționării se poate măsura momentul de torsiune la masa rotativă, evitîndu-se ruperea garniturilor de foraj. Prin varierea umplerii, se poate limita în mod comandat mărimea cuplului la valoarea cuplului maxim admisibil pentru garnitura de prăjini;

— introducerea acestui agregat va da posibilitate să se automatizeze cu ușurință avansul automat al sapei, combinîndu-se mărimea cuplului la masă cu apăsarea pe sapă;

— realizează la toba de lăcărit și la mosoare toate turațiile necesare în timpul exploatării.

Dezavantajul acestui agregat este acela că, atunci cînd funcționează cu umplere variabilă, are randamente mai mici decît în cazul cînd funcționează cu umplere totală.

4.3. *Transmisia hidrostatică*

În prezent o altă soluție hidraulică care rezolvă în același fel problema antrenării mesei rotative, este transmisia hidrostatică. Făcînd o comparație între turboambreiajul cu umplere variabilă și transmisia hidrostatică utilizate pentru acest scop rezultă următoarele :

Avantajele transmisiei hidrostatice sînt:

— are randamente superioare acelora ale turboambreiajului;

— simplifică schema cinematică a instalației de foraj, deoarece transmiterea energiei se face prin intermediul lichidului care circulă cu presiune mare prin conducte, de la pompă la motor;

— permite transformări de cuplu și de turație.

Dezavantajele acestei transmisii sînt :

— are un sistem de comandă pretențios;

— este un agregat delicat care necesită o întreținere și exploatare pretențioasă;

— are piese de uzură;

— în caz de defectare forajul nu poate continua pînă la remedierea defectului.

4.4. *Turboambreiajul cu umplere variabilă*

Avantajele turboambreiajului cu umplere variabilă sînt :

— are un sistem simplu pentru comanda umplerii;

— întreținerea și exploatarea sînt simple, construcția lui fiind robustă;

— nu are piese de uzură;

— în caz de defecțiune, se poate înlătura din circuit, transmiterea puterii la masă făcîndu-se direct prin lanțul dintre transmisia intermediară și cutia de viteze sau troliu;

În prezent se pot executa astfel de turboambreiaje pentru orice putere necesară la acționarea mesei.

Dezavantajul acestui turboambreiaj este acela că, în cazul cînd funcționează cu umplere variabilă, are randamente mult mai mici decît transmisiile hidrostatice.

În prezent s-au realizat transmisii hidrostatice pentru instalații de foraj mici. Cuplaje hidraulice cu umplere variabilă s-au realizat și pentru instalații mari.

Desigur că aceste agregate nu se exclud unul pe celălalt. Întrucît însă deocamdată sînt la începutul aplicării lor în instalațiile de foraj, exploatarea este chemată să decidă consacrarea celui mai potrivit, sau împărțirea domeniilor lor de utilizare în funcție de mărimea instalațiilor și destinația lor în cadrul instalațiilor.

În ţara noastră se pot executa amîndouă categoriile de agregate. Realizarea turboambreiajelor fiind mai avansată, s-ar putea întîmpla ca turboambreiajele cu umplere variabilă să poată fi folosite mai curînd ca agregate speciale pentru antrenarea mesei rotative.

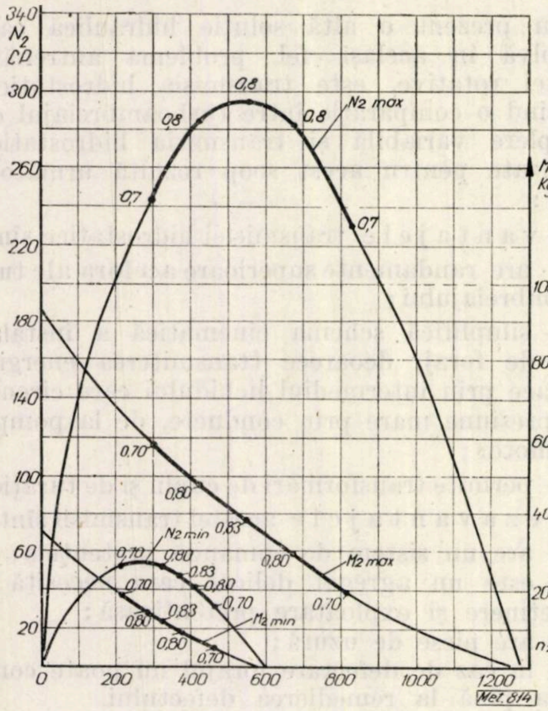


Fig. 13. Domeniul de funcţionare a convertizorului CHC-650 antrenat de un motor Diesel de 350 CP, la 1 300 rot/min.

5. Funcţionarea mesei rotative acţionate prin intermediul transmisiilor hidrodinamice

5.1. *Pentru a interpreta comportarea funcţionării* mesei rotative acţionate prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu, în cele ce urmează se vor arăta diagramele de momente şi puteri pentru cazul cînd masa este acţionată de un motor Diesel de puteri apropiate celei cerute de masă, care poate fi separat de celelalte motoare.

Diagrama din figura 13 arată domeniul de funcţionare a convertizorului CHC—650 antrenat cu un motor Diesel de 350 CP la 1 300 rot/min.

Curbele $N_{2\,max}$ şi $M_{2\,max}$ sînt performanţele maxime ale grupului, iar $N_{2\,min}$ şi $M_{2\,min}$ sînt cele minime (turaţie maximă, respectiv turaţie minimă) în cazul cînd grupul este utilizat în domeniul turaţiilor cuprins între 1 300 şi 700 rot/min.

În cazul transmisiei la masa rotativă s-au considerat patru viteze mecanice de mers înainte, cu rapoartele de transmisie 8,75, 5,85, 3,90 şi 2,60.

În figura 14 între curbele V_1, V_2, V_3 şi V_4 este arătat domeniul cuplurilor pe care le-ar putea dezvolta masa rotativă dacă s-ar pune

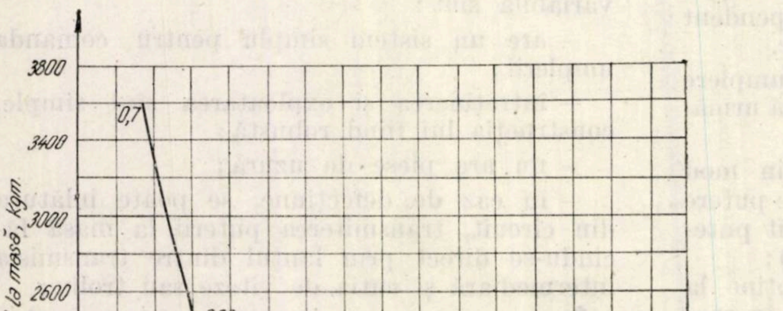


Fig. 14. Domeniul de funcţionare a mesei rotative antrenate independent de un motor de 350 CP, la 1 300 rot/min, prin convertizor hidraulic CHC-650.

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie a celor patru trepte de viteză

$K_I = 8{,}75$	$K_{III} = 3{,}90$
$K_{II} = 5{,}85$	$K_{IV} = 2{,}60$

b) Randamentul total al transmisiei mecanice : $\eta_m = 0{,}70$

c) Turaţiile şi momentele la ieşirea din convertizor

Turaţia maximă a motorului			Turaţia minimă a motorului		
η_c	n_2	M_2	η_c	n_2	M_2
0,70	300	580	0,70	217	170
0,80	425	480	0.80	320	112
0,83	550	385	0,83	370	90
0,80	675	300	0.80	405	75
0,70	825	200	0,70	465	50

d) Momentele cerute în foraj la sapa de 243 mm diametru şi rotirea în gaură a garniturii de 4 1/2".

n	50	100	150	200	250
M 500	330	336	340	358	372
M 3 000	730	790	810	860	910

la dispoziţia mesei performanţele maxime, respectiv minime, ale grupului de forţă. Curbele *1* şi *2* reprezintă cuplul pe care masa îl cere în timpul forajului pentru o adîncime de 500 m, respectiv 3 000 m, iar curba *3* reprezintă cuplul maxim pentru care este dimensionată masa rotativă pentru domeniile respective de rotaţie. Acest cuplu nu trebuie confundat cu cuplul (static) pe care masa poate să-l preia în cazul înşurubărilor şi deşurubărilor, care are valori superioare aceluia indicat în diagramă.

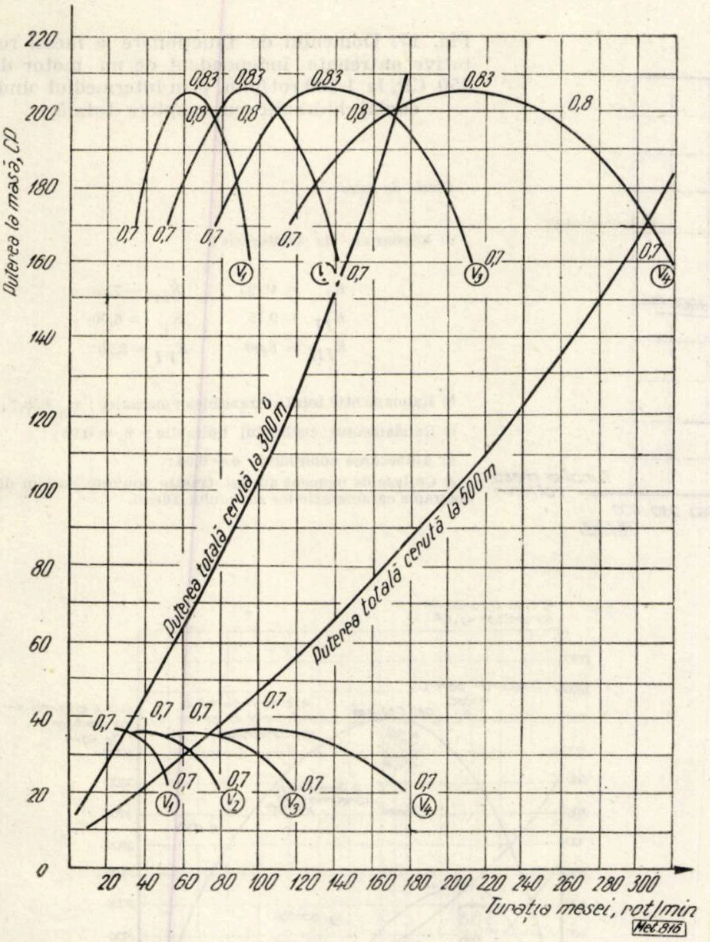


Fig. 15. Domeniul de funcţionare a mesei rotative antrenate independent de un motor de 350 CP la 1 300 rot/min. prin convertizorul hidraulic de cuplu CHC-650

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie a celor patru trepte de viteze :

$K_I = 8,75$	$K_{III} = 3,90$
$K_{II} = 5,85$	$K_{IV} = 2,60$

b) Randamentul transmisiei :

$$\eta_m = 0,70$$

c) Turaţiile şi puterile la ieşirea din convertizor :

Turaţia maximă a motorului			Turaţia minimă a motorului		
η_c	n_2	N_2	η_c	n_2	N_2
0,7	300	243	0,7	217	52
0,8	425	285	0,8	320	50
0,83	550	295	0,83	370	47
0,8	675	282	0,8	405	43
0,7	825	230	0,7	465	33

d) Puterile cerute în foraj

– la sapa de 243 mm diametru :

n	50	100	150	200	250
N_s	20	37	55	75	90

– la rotirea garniturii de 4 1/2" :

n	50	100	150	200	250
N_G500	5	10	15	25	40
N_G3 000	35	65	115	165	230

Din această diagramă rezultă că pentru cuplurile cerute de masă, se poate funcţiona cu viteza 4, cu performanţe maxime ale motorului (turaţie maximă) şi cu randamente $\eta \geqslant 0,7$ la convertizor.

Pentru a se lucra cu vitezele 3, 2 şi 1 cu randamente la convertizor $\eta \geqslant 0,7$ este necesar să se reducă turaţia motorului, deoarece puterea pe care o cere masa devine din ce în ce mai mică. Se remarcă că se pot obţine viteze de foraj la masa rotativă de 300–30 rot/min cu valori ale randamentului convertizorului $\eta \geqslant 0,7$.

În cazul cînd motorul Diesel funcţionează pentru perioade scurte, sub 700 rot/min, vitezele minime obţinute pot fi şi mai mici.

Prin urmare, masa antrenată cu un motor Diesel de puteri apropiate necesarului ei de putere, care poate fi separat de celelate motoare, poate realiza cele mai largi domenii de turaţii, care pot satisface în cele mai bune condiţii forajul.

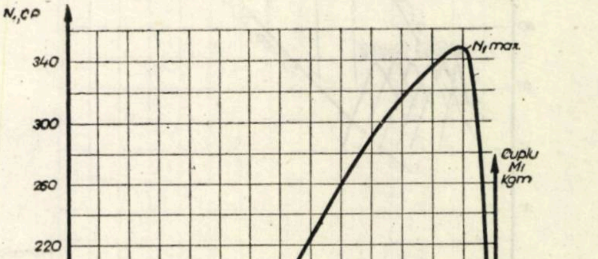


Fig. 16. Domeniul de funcţionare a motorului Diesel de 350 CP, la 1 300 rot/min.

De asemenea se poate observa că, dacă se introduce întreaga putere a motorului în masă şi în ipoteza că masa va avea de învins în mod accidental cupluri mai mari decît cele

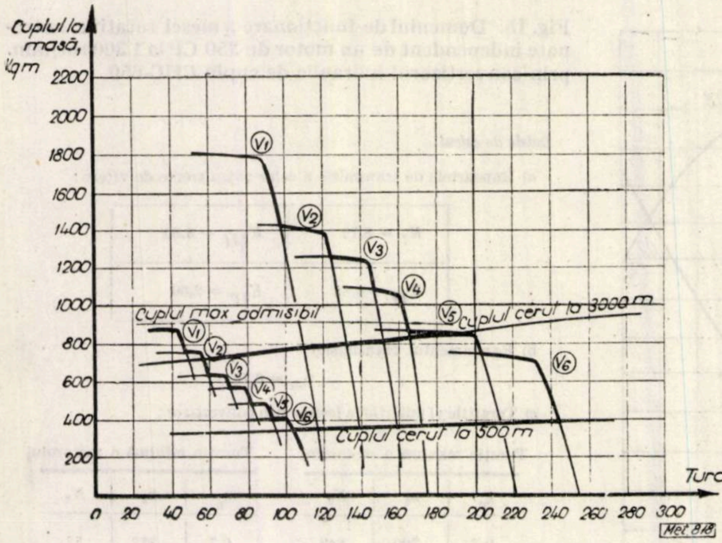


Fig. 17. Domeniul de funcţionare a mesei rotative antrenate independent de un motor de 350 CP, la 1 300 rot/min, prin intermediul unui cuplaj hidraulic cu umplere totală:

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie:

$K_I = 12,25$ $K_{IV} = 7,25$

$K_{II} = 9,75$ $K_V = 6,00$

$K_{III} = 8,00$ $K_{VI} = 5,20$

b) Randamentul total al transmisiei mecanice: $\eta_m = 0,7$;

c) Randamentul cuplajului hidraulic: $\eta_c = 0,96$;

d) Alunecarea cuplajului: $a = 0,04$;

e) Curbele de moment au fost trasate conform datelor din diagrama caracteristicilor motorului Diesel.

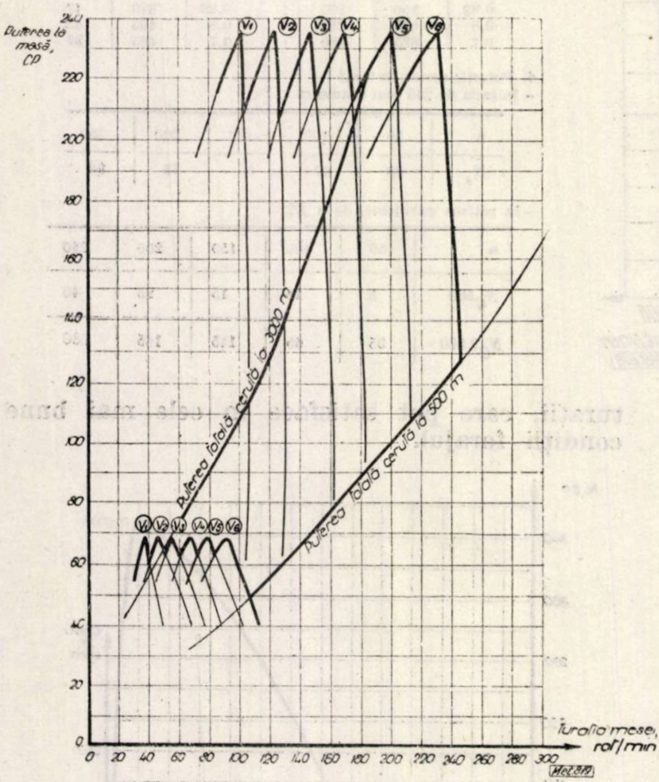


Fig. 18. Domeniul de funcţionare a mesei rotative antrenate independent de un motor de 350 CP la 1 300 rot/min, prin intermediul unui cuplaj hidraulic cu umplere totală.

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie:

$K_I = 12,25$ $K_{IV} = 7,25$

$K_{II} = 9,75$ $K_V = 6,00$

$K_{III} = 8,00$ $K_{VI} = 5,20$

b) Randamentul total al transmisiei mecanice: $\eta_m = 0,7$;

c) Randamentul cuplajului hidraulic: $\eta_c = 0,96$;

d) Alunecarea cuplajului: $a = 0,04$;

e) Curbele de putere au fost trasate conform datelor din diagrama caracteristicilor motorului Diesel.

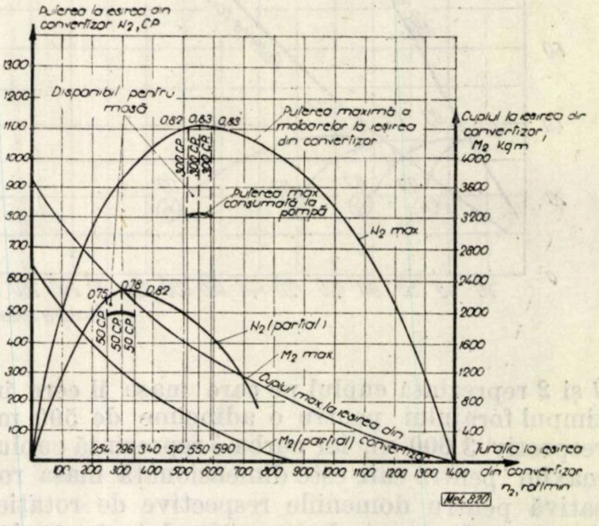


Fig. 19. Caracteristicile însumate pentru două motoare Diesel de 700 CP, la 1 300 rot/min, funcţionînd cu convertizor hidraulic de cuplu CHC-750. Puterile consumate de pompa de noroi şi disponibilul pentru antrenarea mesei:

——— caracteristicile la ieşirea din convertizor;

━━━ consumul la pompă;

– – – – disponibilul pentru masă.

Datele de calcul

– Raportul de transmise la pompă.

$$i_t = i_{pompă} \times i_{lanţ} = 8,47.$$

– Domeniul de funcţionare a pompei

Debite maxime la presiune maximă	Curse duble	60	65	70
	Turaţie convertizor	510	550	590
	Putere	800	810	800
Debite minime la presiune maximă	Curse duble	30	35	40
	Turaţie convertizor	254	296	340
	Putere	490	500	490

– Randamentul mecanic al transmisiei la pompă: $\eta_{mec.} = 0,89$

normale (înțepeniri etc.), există pericolul ca să se poată rupe coloana de prăjini; acest pericol este foarte mare mai ales în cazul vitezelor 2 și 1.

În figura 15 sînt arătate curbele de puteri la masă, pentru acest caz. Curbele V_1, V_2, V_3 și V_4 sînt puterile maxime respectiv minime pe care le-ar dezvolta masa în cazul că ar avea la dispoziție puterea maximă, respectiv puterea minimă a grupului motor — convertizor. Curbele *1* și *2* reprezintă puterile cerute de masă la o adîncime de 500, respectiv 3 000 m.

5.2. *În cazul cînd masa rotativă este acționată prin intermediul unui turboambreiaj* cu umplere totală, tot în aceleași condiții ca în cazul antrenării cu convertizor (printr-un motor Diesel de puteri apropiate mesei rotative, care se poate separa de restul motoarelor instalației), problema are alt aspect. În figura 16 este arătat domeniul de funcționare a motorului Diesel.

Din diagrama din figura 17 rezultă că, dacă se prevăd 6 viteze la masa rotativă, se poate obține aproape același domeniu de turații ca și în cazul convertizorului.

Pentru turația maximă a motorului se pot obține turații la masă cuprinse între 250 rot/min și 130 rot/min folosind toate cele 6 viteze.

Pentru vitezele 6 și 5 se va folosi curba ascendentă (pe regulator) și curba descendentă, pe cînd pentru vitezele 4, 3, 2 și 1 pentru a ajunge în zona de cupluri pe care le cere masa este necesar ca motorul să funcționeze numai pe curba de regulator.

Dacă se folosește gama de turații ale motorului cuprinsă între 1 300 și 700 rot/min, se vor obține rotații la masă cuprinse între 250 și 40 rot/min. Din diagramă rezultă că numai pentru vitezele 5 și 6 este necesar să se lucreze cu motorul la turații maxime; pentru restul vitezelor 4, 3, 2, și 1 este rațional să se lucreze cu turații reduse la motor.

În această diagramă s-au trasat cuplurile ce le-ar putea dezvolta masa (curbele V_1, V_2, V_3, V_4, V_5 și V_6) dacă va primi întreaga putere a motorului (la turația maximă) sau puterea minimă a motorului (la turația minimă). Curbele *1* și *2* au aceeași semnificație ca și în cazul precedent.

Curbele de putere pentru acest caz sînt arătate în figura 18.

Sînt cazuri cînd, deși motorul are putere aproximativ egală cu puterea mesei, nu se poate separa pentru masă (cazul unor instalații cu 2 motoare), deoarece în acest caz nu mai rămîne putere suficientă pentru pompă. În acest caz masa nu va putea obține toate turațiile pe care le obține atunci cînd motorul este separat.

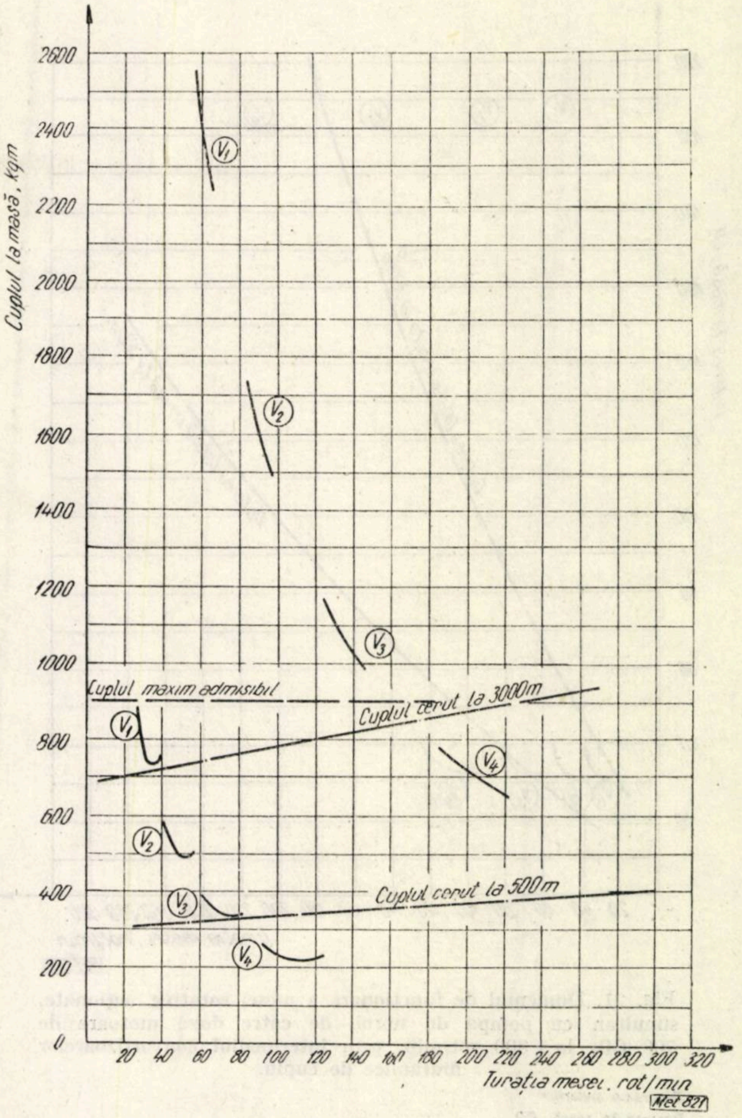


Fig. 20. Domeniul de funcționare a mesei rotative acționate, simultan cu pompa de noroi, de către două motoare de 700 CP, la 1 300 rot/min, prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu:

Diagrama momentelor

——— momentele disponibile la masă;
- - - - - - momentele cerute în foraj.

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie a celor patru trepte de viteză:

$K_I = 8{,}75$	$K_{III} = 3{,}90$
$K_{II} = 5{,}85$	$K_{IV} = 2{,}60$

b) Randamentul transmisiei la masă: $\eta_m = 0{,}70$;
c) Randamentul cuplajului hidraulic cu umplere totală: $\eta_c = 0.96$
d) Alunecarea cuplajului hidraulic cu umplere totală: $a = 0{,}04$.

5.3. ***În cazul cînd o instalație este echipată cu motoare a căror putere este egală cu aproximativ de două ori puterea necesară mesei rotative***, separarea motorului pentru masă nu mai este posibilă.

În acest caz pompele vor funcționa împreună cu masa rotativă. În diagrama din figura 19 sînt arătate puterile și momentele însumate a două grupuri motor-convertizor de 700 CP, în care s-au arătat puterile necesare pentru pompele de noroi și disponibilul puterii pentru masă.

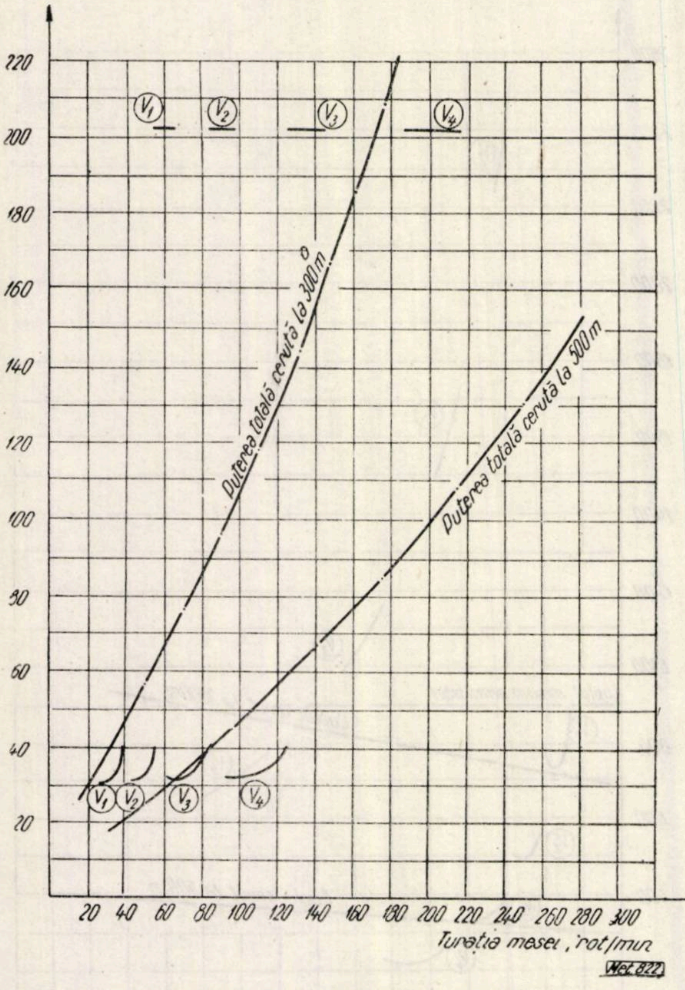


Fig. 21. Domeniul de funcționare a mesei rotative acționate, simultan cu pompa de noroi, de către două motoare de 700 CP, la 1 300 rot/min, prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu.

Diagrama puterilor

Puterea la masă, CP

—— puterea disponibilă la masă;

-·-·- puterea cerută în foraj.

Datele de calcul

a) Rapoartele de transmisie a celor patru trepte de viteză

$K_I = 8.75$	$K_{III} = 3.90$
$K_{II} = 5.85$	$K_{IV} = 2.60$

b) Randamentul transmisiei la masă : $\eta_m = 0.70$;

c) Randamentul cuplajului hidraulic cu umplere totală : $\eta_c = 0.96$;

d) Alunecarea cuplajului : $a = 0.04$.

În figura 20 se arată cuplurile pe care le dezvoltă masa dacă primește întreaga putere disponibilă. Se observă că în acest caz curbele sînt dispersate, tocmai din cauză că turațiile mesei sînt limitate în funcționare de pompele de noroi.

Din această diagramă rezultă că dacă pompele merg cu un număr de bătăi maxim (60—70) se poate merge cu viteza 4 la masă. Pentru a merge cu vitezele 3, 2, și 1 și cu pompele la bătăile maxime, va rezulta o putere disponibilă care este preluată de pompe tinzînd să-și mărească numărul de bătăi; dacă acest număr depășește pe cel admis de pompă, se intervine asupra accelerației motoarelor și se aduce la numărul de bătăi dorit, micșorîndu-se puțin și turația mesei rotative.

Se observă că în acest caz se obțin zone mici de viteze pentru masă, nemai fiind domenii continue, cum au fost în cazul antrenării mesei acționate cu motor separat.

Prin introducerea turboambreiajului cu umplere variabilă se va obține posibilitatea legării între ele a acestor zone, putîndu-se obține toate vitezele necesare pentru masă în schimbul unei pierderi de puteri pînă la 30—35%. Se pot obține de asemenea turații foarte mici la masă (pînă la cîteva rotații pe minut), legînd astfel ultima zonă de turații cu valoarea zero, prin acționarea asupra umplerii turboambreiajului. În acest caz alunecările turboambreiajului vor fi foarte mari și deci randamentele foarte mici (pentru operații speciale care necesită în general puteri mici).

În figura 21 sînt arătate aceleași fenomene interpretate pentru puterile disponibile pentru masa rotativă.

Prin prezența turboambreiajului cu umplere variabilă se realizează toate turațiile necesare pentru masa rotativă, deoarece — așa cum s-a arătat în figura 9 — se pot obține, prin varierea umplerii, aceleași cupluri la turații diferite, cupluri diferite la aceleași turații sau turații diferite și cupluri diferite. Important este faptul că se obțin toate aceste posibilități de variere a turației, fără să se perturbeze buna funcționare a pompelor. În acest fel se pot folosi motoarele de putere mare la instalații de foraj, obținîndu-se cele mai bune performanțe pentru un foraj bun.

Se pot realiza instalații de foraj care sînt echipate cu turboambreiaje în locul convertizoarelor, care de asemenea sînt prevăzute cu turboambreiaje cu umplere variabilă special montate pentru masă. La aceste instalații se realizează de asemenea un domeniu mai larg de turații, datorită prezenței acestui agregat.

În concluzie, introducerea turboambreiajului cu umplere variabilă va mări domeniul de utilizare a instalațiilor de foraj echipate cu transmisii hidrodinamice, va permite ca într-un viitor apropiat să se ușureze măsurarea momentelor cerute de masă rotativă și va grăbi automatizarea avansului sapei, ceea ce va situa instalațiile de foraj alături de cele mai moderne realizări.

Bibliografie

1. *Vozdvijenski, B. I.* Mecanica forajului Editura Tehnică, 1951.
2. *Gavrilenko, B. A.* și *Minin, V. A.* Gidrodinamiceskie mufti, Moskva, 1959.
3. *Semiceastnov, I. F.* Gidravliceskie peredaci teplovozov. Moskva, 1961.
4. *Prikel, G.* Tiefbohrgeräte Wien — Springer Verlag, 1957.
5. *Peligrad, N.* Contribuții la realizarea transmisiilor hidrodinamice, Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 12, 1960, pag. 1 074—1 083.
6. *Peligrad, N.* Convertizoare hidraulice de cuplu folosite în instalațiile de foraj. M.M.C.M. — Buletinul Institutului Tehnologic pentru Construcții de Mașini și Electrotehnice, Nr. 1—2, 1961.

CZ 621.874.057 : 621.751.1

Toleranțele de montaj la căile de rulare pentru poduri rulante

ION BĂLĂNESCU

Uzina de utilaj chimic București

Funcționarea corectă a unui pod rulant pe calea lui de rulare depinde în egală măsură de următorii factori:

— de felul cum este executat și montat podul astfel ca axele roților de rulare să fie paralele și perpendiculare, ca și de asigurarea formei rectangulare a construcției metalice;

— de starea și felul cum este montată calea de rulare, mărimea, denivelările longitudinale, denivelările între căi, îmbinări necorespunzătoare și altele.

Pentru execuția și montajul podurilor rulante, fabricile constructoare și-au elaborat norme interne prevăzînd toleranțele de prelucrare și asamblare prin a căror respectare se asigură funcționarea corectă a macaralei; pentru căile de rulare însă nu există nici un fel de prescripții de montaj.

În afară de STAS 4907—59 care prevede numai prescripțiile de calcul pentru căile de rulare, în acest domeniu nu există nici un fel de normă, montarea căilor fiind executată numai în funcție de pregătirea și conștiinciozitatea personalului tehnic al șantierului respectiv.

Această lacună se face cu atît mai mult simțită cu cît la construcția căilor de rulare participă constructori — grupă de tehnicieni care în domeniul lor de activitate au toleranțe ce depășesc cu mult limitele admise de elementele mecanice ce urmează a fi montate.

Acest articol s-a întocmit în vederea clarificării acestei probleme, care, din cauza lipsei unui sistem unitar de toleranțe, creează dificultăți atît la punerea în funcțiune a noilor întreprinderi, cît și în cursul exploatării podurilor rulante.

În tabela 1 s-au propus toleranțele cotelor principale pentru căile de rulare, la dimensiunile care sînt direct legate de buna funcționare a podului rulant.

Valoarea informativă a acestor toleranțe urmează să fie verificată în cursul unei perioade mai lungi pe un număr cît mai mare de poduri rulante, urmînd ca numai după aceea ele să fie definitivate și legalizate pe baza unui STAS sau a unor instrucțiuni DGMSI.

Bazele de calcul care au stat la întocmirea tabelei 1 sînt următoarele:

1. Toleranța variației ecartamentului căii de rulare față de axa teoretică a fost stabilită în funcție de jocul existent între buzele roților de rulare (STAS 2737—51) și lățimea corespunzătoare a șinei de rulare. În medie jocul între șină și bandaj este de 10 mm.

În consecință s-a ales ca toleranță valoarea ± 10 mm corespunzător sumei jocurilor celor două roți opuse de la mecanismul de translație.

2. Abaterea de la cota teoretică între axele celor 2 căi de rulare a fost determinată de valorile indicate în STAS 800—49 și adoptate de normele interne ale uzinelor constructoare.

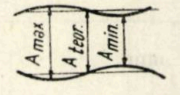
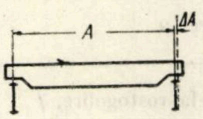
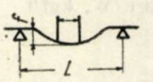
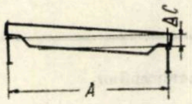
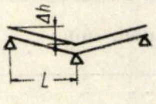
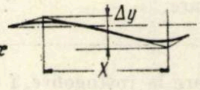
Valorile indicate se încadrează în medie în limita $\pm \frac{1}{2\,000}$ și — pentru a restrînge gama de toleranțe — sînt limitate — în funcție de deschideri — la două clase și anume:

— deschiderea podului pînă la 20 m ± 4 mm;

— deschiderea podului pînă la 32 m ± 8 mm.

Tabela 1

Toleranțele de montaj ale căilor de rulare pentru poduri rulante

1. Toleranța cumulată a celor două căi de rulare față de deschiderea teoretică		$\frac{A_{max}}{A_{min}} < \pm 10 mm$
2 Toleranța deschiderii podului rulant		$\Delta A \leqslant \frac{1}{2000} A$ pentru $A < 20 m$, $\Delta A = \pm 4 mm$; pentru $A = 20-30 mm$, $\Delta A = \pm 8 mm$
3. Săgeata căii de rulare sub acțiunea podului rulant		$\frac{f}{L} \leqslant \frac{1}{1000}$
4 Toleranța nivelului celor două căi de rulare		$\frac{\Delta C}{A} \leqslant \frac{1}{2000} A$
5 Toleranța înălțimii a două reazeme alăturate ale căii de rulare		$\frac{\Delta h}{L} \leqslant \frac{1}{2000}$
6. Abaterea unghiulară a unei căi de rulare față de axa teoretică		$\frac{\Delta y}{2} < \frac{1}{1000}$ pentru $x_{max} = 5m$

Pentru poduri cu deschideri peste 32 m, deschideri neuzuale, precum și pentru macarale speciale, toleranțele urmează să fie stabilite de către proiectant de la caz la caz, în funcţie de condiţiile de lucru.

3, 4 şi 5, Pentru rezolvarea acestor trei puncte este necesar să se analizeze fenomenele mecanice care au loc la rostogolirea roţilor de rulare pe calea respectivă.

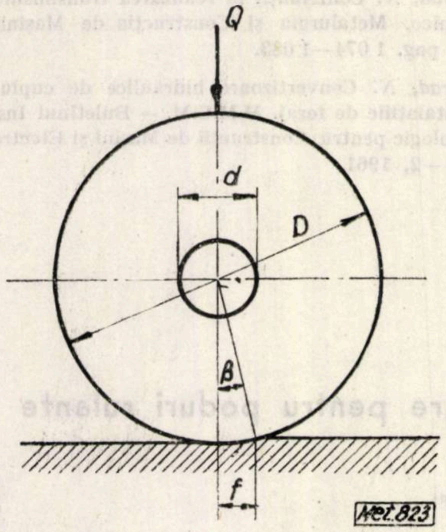


Fig. 1

Studiul acestor fenomene s-a făcut exclusiv pe baza datelor teoretice, eliminîndu-se diferiţii coeficienţi care se introduc în calcul pentru cazuri neprevăzute (înţepenirea podului pe calea de rulare, frecarea laterală a bandajelor sau alte cauze).

Fenomenele mecanice sînt analizate pentru cazul funcţionării în regim permanent.

Mişcările uniform accelarate sau decelerate fiind fenomene tranzitorii de scurtă durată, necesităţile suplimentare de putere sînt acoperite de posibilitatea încărcării de scurtă durată a electromotoarelor respective.

Dacă se notează cu W rezistenţa la înaintare a unei roţi cu diametrul D, încărcată cu o sarcină Q, pe o cale de rulare orizontală (fig. 1), momentul rezistenţei la înaintare faţă de axa roţii, în regim permanent, va fi de:

$$M = WR = Q\mu\frac{d}{2} + Q\cdot f\text{, kgf cm,} \tag{1}$$

în care:

d este diametrul fusului roţii sau diametrul mediu al rulmenţilor;

μ — coeficientul de frecare;

f — coeficientul de frecare la rostogolire.

Din ecuaţia (1) rezultă:

$$W = \frac{Q}{R}\left(\mu\frac{d}{2} + f\right)\text{, kgf;} \tag{2}$$

$$w = \frac{W}{Q} = \left(\frac{\mu\frac{d}{2} + f}{R}\right)\text{, kgf/t.} \tag{3}$$

În ecuaţia (3) w este aşa numitul coeficient de rezistenţă la înaintare unitar, sau coeficientul de tracţiune.

Introducînd în formula (3) valorile curente întîlnite în construcţia de poduri rulante (tabela 2), reiese că valoarea coeficientului de tracţiune variază de la 2,5 la 5,4 kgf/t pentru roţile montate pe rulmenţi, la 12—23 kgf/t pentru roţile montate pe bucşe de bronz (tabelele 2 şi 3).

Tabela 2

Roţi pe bucşe de bronz după STAS 2737—51

Diametrul roţii, mm	300	400	500	600	700	800	900	1 000
Diametrul axului d_B, mm	60	65	75	85	95	105	115	125
Coeficient de frecare, μ	0,1							
Coeficient de frecare la rostogolire, f	0,05 cm							
Rezistenţa la înaintare W, kgf/t	23	18,8	17,0	15,6	15,0	14,4	13,9	13,5

Tabela 3

Roţi pe rulmenţi după DIN 15078 — aprilie 1959

Seria rulmenţilor	22218	2220	22224	22226	22230	22232	22236	22240
Dimensiunile rulmentului, mm	90/160	100/180	120/115	130/230	150/270	160/290	180/320	200/360
Coeficientul de frecare, μ	0,005							
Coeficientul de frecare la rostogolire, f	0,05 cm							
Rezistenţa la înaintare W, kgf/t	5,4	4,25	3,7	3,17	2,93	2,66	2,5	2,4

În cazul cînd roata rulează pe o şină în plan înclinat (fig.2), pe lîngă coeficientul de tracţiune w mai ia naştere o forţă suplimentară P_p

$$P_p = Q \operatorname{tg} \alpha, \qquad (4)$$

necesară ridicării forţei Q pe pantă.

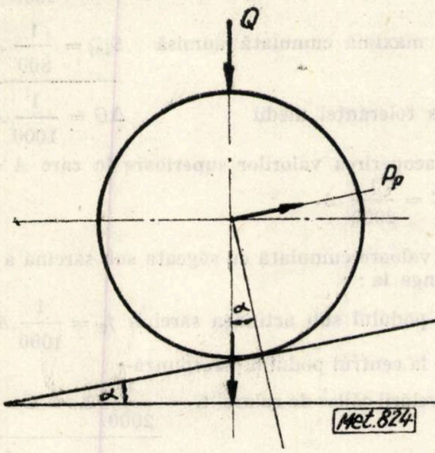


Fig. 2

Introducînd în ecuaţia (4) valorile forţei suplimentare pentru înclinarea de 1/500, 1/1000, 1/2000 şi 1/5000 (în limita cărora urmează să se studieze comportarea funcţionării podului rulant), se vor obţine următoarele valori pentru tracţiunea suplimentară:

- pentru înclinarea 1/500, rezistenţa specifică la înaintare w_{pI} este de 2,0 kgf/t;
- pentru înclinarea 1/1000, rezistenţa specifică la înaintare w_{pII} este de 1,0 kgf/t;
- pentru înclinarea de 1/2000, rezistenţa specifică la înaintare w_{pIII} este de 0,5 kgf/t;
- pentru înclinarea 1/5000, rezistenţa specifică la înaintare w_{pIII} este de 0,2 kgf/t.

Pe baza datelor din tabela 1 se vor trasa curbele rezistenţelor la înaintare unitare în funcţie de diametrele roţilor de rulare, precum şi valorile în procente ale forţei suplimentare P_p, pentru bucşe de bronz (fig. 3) şi pentru rulmenţi (fig. 4).

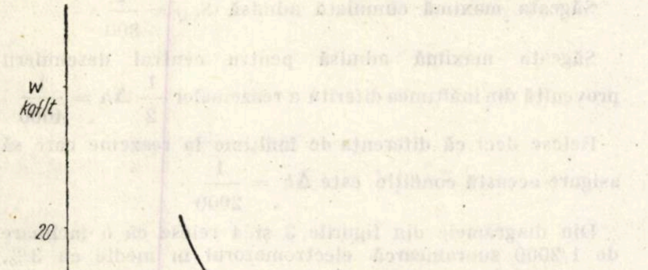


Fig. 3. Rezistenţa la înaintare pentru roţile montate pe rulmenţi şi valoarea coeficientului de tracţiune suplimentar pentru diferite înclinări, în funcţie de diametrul roţilor.

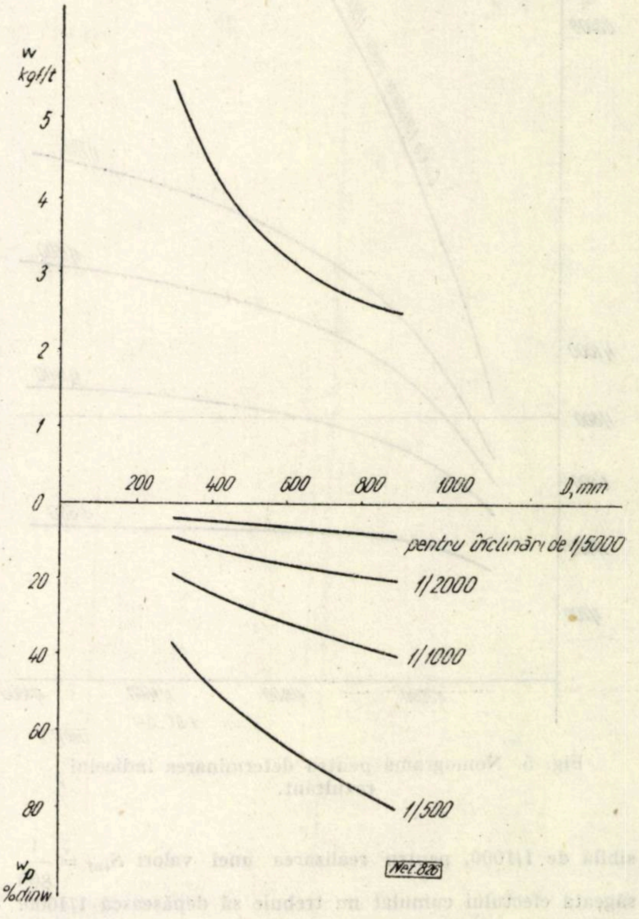


Fig. 4. Rezistenţa la înaintare pentru roţile montate pe bucşe de bronz şi valoarea coeficientului de tracţiune suplimentar pentru diferite înclinări, în funcţie de diametrul roţilor.

Din analiza acestor curbe reiese că coeficientul de tracţiune poate creşte în anumite cazuri pînă la 80%, avînd valorile cele mai mari pentru roţile de rulare montate pe rulmenţi.

Din această analiză reiese clar necesitatea unei căi de rulare perfect orizontală.

Întrucît această condiţie nu poate fi realizată practic, urmează să se stabilească limitele între care denivelările căilor de rulare (longitudinale şi transversale) pot să varieze, la montaj sau în exploatare. Ca limită superioară se acceptă precizia normală a instrumentelor de măsurare a denivelării, precizie care este de ordinul 1/5000 L, L fiind distanţa între care se efectuează măsurătoarea.

Precizii superioare pot fi obţinute însă numai cu o manoperă şi cu un consum de timp care nu mai asigură operativitatea montajului şi nu este nici economic.

Ca limită inferioară pentru efecte cumulate, se consideră — prin analogie cu podurile rulante — o săgeată admisibilă maximă $S_{inf} = \frac{1}{800} A$, (săgeata admisă în normele de calcul ale construcţiilor metalice este $\frac{1}{800} - \frac{1}{1000} A$), A fiind deschiderea podului rulant.

Trasînd în diagrama din figura 5 valorile cumulate a două deformaţii simultane, reiese că, la o săgeata de bază admisibilă de 1/1000, pentru realizarea unei valori $S_{inf} = \frac{1}{800}$ săgeata efectului cumulat nu trebuie să depăşească 1/4000.

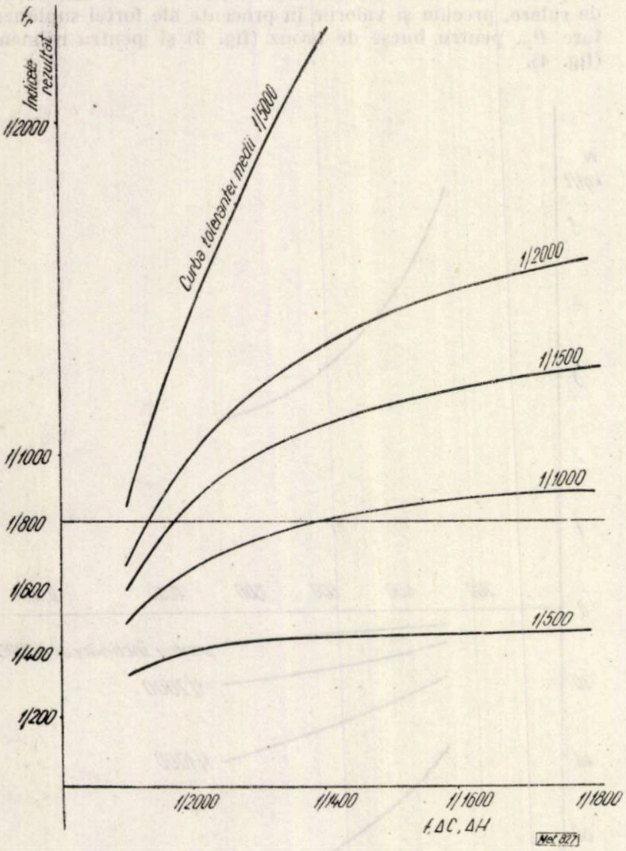


Fig. 5. Nomogramă pentru determinarea indicelui rezultant.

Stabilirea valorilor toleranţelor pentru punctele indicate în tabela 1 s-a făcut deci pe aceste baze teoretice şi au următoarele valori :

— *Punctul 3*

Se va considera limita superioară săgeata admisibilă $\frac{1}{1000} A$, asimilată cu săgeata construcţiilor metalice ale podurilor rulante.

Pentru calculele toleranţelor de la punctele următoare, săgeata admisă aprioric la punctul *3* formează baza de plecare.

— *Punctul 4*

Săgeata căii de rulare sub acţiunea roţilor podului rulant este $f = \frac{1}{1000} L$.

Pentru transformarea valorii f exprimată în funcţie de L în parametrul A se va ţine seama că $A = 4L$, raport provenit din modulele halelor (L = 6— 9 m) şi a deschiderilor podurilor rulante (A = 11 — 32 m).

Săgeata medie a căii de rulare $f = \frac{1}{4000} A$

Săgeata maximă cumulată admisă $S_{inf} = \frac{1}{800} A$

Valoarea toleranţei medii $\Delta C = \frac{1}{1000} A$

Pentru acoperirea valorilor superioare în care $A = 5{,}5\ L$ s-a ales $C = \frac{1}{2000} A$.

Această valoare cumulată cu săgeata sub sarcină a podului rulant ajunge la :

Săgeata podului sub acţiunea sarcinii $f_q = \frac{1}{1000} A$

Săgeata la centrul podului corespunzătoare denivelării căilor de rulare $C = \frac{1}{2000} A$; $\Delta' C = \frac{1}{4000} A$

Săgeata totală la centrul podului $f_p = \frac{1}{800} A$

— *Punctul 5*

Săgeata la centrul deschiderii căii sub acţiunea forţelor roţilor de rulare (punctul 3) $f = \frac{1}{1000} L$.

Săgeata maximă cumulată admisă $S_{inf} = \frac{1}{800}$.

Săgeata maximă admisă pentru centrul deschiderii provenită din înălţimea diferită a reazemelor $\frac{1}{2} \Delta h = \frac{1}{4000}$.

Reiese deci că diferenţa de înălţime la reazeme care să asigure această condiţie este $\Delta h = \frac{1}{2000}$.

Din diagramele din figurile 3 şi 4 reiese că o înclinare de 1/2000 supraîncarcă electromotorul în medie cu 3%, în regimul de lucru permanent pentru podurile rulante prevăzute cu roţi cu bucşe de bronz, iar la podurile rulante prevăzute cu roţi de rulare pe rulmenţi, în medie cu 15%, valoare acceptabilă deoarece este acoperită în suficientă măsură prin coeficientul β introdus în calculul puterii electromotorului.

— *Punctul 6*

Pentru abaterea unghiulară a axei căii de rulare faţă de axa teoretică s-a ales valoarea $\Delta y = 1/1000\ X$.

Această valoare reprezintă pentru limita X = 5 m valoarea de 5 mm, adică jumătate din valoarea jocului bandajului pe şină.

Concluzii

Cu tot caracterul teoretic pe care s-a bazat calculul şi alegerea toleranţelor, şi în special omisiunea anumitor factori ca frecările suplimentare, influenţa frecării buzelor pe şină, valorile obţinute pot fi uşor realizate în practica construcţiilor uzuale.

Urmează deci ca aceste valori să fie verificate în practică, corectate unde este cazul şi definitivate.

CZ 621.882.082.1 : 338.04

Asupra standardizării noilor filete metrice

Ing. RAUL ŞEPTILICI
Oficiul de stat pentru standarde

1. Generalităţi

Filetele metrice cu profil triunghiular au cea mai largă răspîndire în industria noastră şi în special în industria constructoare de maşini.

Datorită importanţei lor, filetele metrice au făcut obiectul primelor lucrări de standardizare. Astfel, încă în 1898 a avut loc la Zürich un Congres internaţional de standardizare, care a stabilit profilul, gama de diametre, paşii, precum şi dimensiunile filetelor metrice normale, cu aplicare universală, cunoscute sub denumirea de *filet metric S I* (Système Internaţional). Profilul filetului metric are ca bază un triunghi echilateral; latura triunghiului este egală cu pasul filetului h; unghiul flancurilor este de 60°. Fundul filetului şurubului şi al filetului piuliţei se obţine prin trunchierea vîrfurilor respective ale triunghiului echilateral la o distanţă $H/16$ de la vîrf ($H =$ înălţimea teoretică a filetului $= 0{,}86603\ p$) sau prin rotunjirea acestor vîrfuri cu $r = 0{,}054\ p$.

La Congresul de la Stockholm care a avut loc în 1934, s-au stabilit gamele internaţionale pentru diametrele şi paşii filetelor metrice fine (clasificate fin – 1, fin – 2, fin – 3, fin – 4).

În 1939, la Congresul de la Zürich, s-a stabilit *filetul metric I S A*, care este filetul metric S I îmbunătăţit prin mărirea razei de rotunjire a fundului filetului şurubului la valoarea $r = 0{,}1082\ p$.

2. Filete metrice STAS 1949

În ţara noastră, cu începere din anul 1949, s-au elaborat o serie de standarde pentru filetele metrice, primul fiind STAS 510–49 referitor la filetele metrice normale.

Acest prim standard stabileşte filetul metric STAS 1949, al cărui profil este derivat din acela al filetelor metrice S I, I S A şi îndeosebi din filetul metric O S T.

Filetul metric STAS 1949 se deosebeşte de filetul I S A prin aceea că înălţimea piuliţei este mai mică, vîrful piuliţei obţinîndu-se prin trunchierea vîrfului triunghiului echilateral la distanţa $\frac{H}{8}+\frac{H}{16}$, creîndu-se astfel un joc teoretic $a=\frac{H}{16}$ între vîrful piuliţei şi fundul filetului şurubului.

În continuarea acestui prim standard, s-au elaborat standarde referitoare la: filetele metrice fine, filetele metrice normale, toleranţele filetelor metrice normale, toleranţele filetelor metrice fine, calibrele pentru verificarea filetelor metrice.

De asemenea, s-au elaborat trei standarde de ansamblu pentru filetele metrice şi anume:

— STAS 981–50 „Filete metrice. Tabelă generală'' care cuprinde gama de diametre şi paşi pentru toate filetele metrice normale şi fine (fin – 1, fin – 2, fin – 3 şi fin – 4).

— STAS 5590–57 „Filete metrice normale. Toleranţe. Tabelă generală''.

— STAS 5449–56 „Filete metrice fine. Toleranţe. Tabelă generală''.

3. Filetul metric I S O – 1958

I S O noua Organizaţie de Standardizare Internaţională (care înlocuieşte vechea organizaţie I S A), prin Recomandarea I S O/R 68–1958 (publicată în revista Standardizarea nr. 11/1959) a stabilit un nou profil de bază pentru filetele metrice denumit: „Profil I S O''.

Profilul I S O a fost unanim acceptat de către toate ţările membre ale I S O, printre care se află şi ţara noastră.

Filetul metric I S O – 1958 (fig. 1) se deosebeşte de filetul metric I S A – 1939 prin aceea că înălţimea piuliţei este mai mică, vîrful piuliţei obţinîndu-se prin trunchierea vîrfului triunghiului echilateral la distanţa $\frac{H}{4}$.

Recomandarea I S O/R 68–1958 nu fixează o formă anumită a fundului filetului la şurub şi piuliţă. Această recomandare arată că, în practică, fundul filetului este degajat şi rotunjit în regiunea de deasupra diametrului exterior, la piuliţă, şi sub diametrul interior, la şurub; ca urmare, pentru forma rotunjită a fundului filetului şurubului se poate obţine o rază de rotunjire mărită $r = 0{,}14434\ p$, adică

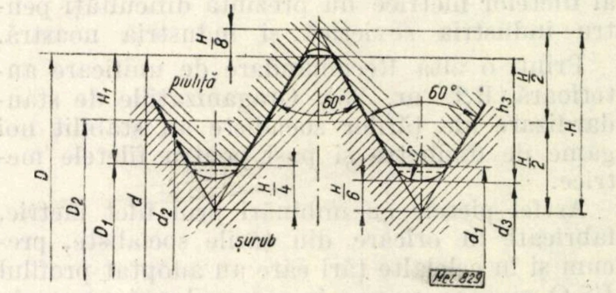


Fig. 1

de 1,5 ori mai mare ca raza de rotunjire prevăzută la filetele I S A (1939) şi STAS (1949).

Prin mărirea razei de rotunjire la fundul filetului şurubului se sporeşte rezistenţa la eforturile dinamice a îmbinărilor filetate.

Înălţimea piuliţei H_1 are valoarea :

$$H_1 = H - \left(\frac{H}{8} + \frac{H}{4}\right) = \frac{5}{8} H = 0{,}625\ H$$

fiind mai mică cu $\frac{H}{8}$ decît înălţimea piuliţei filetului metric I S A (1939).

Micşorarea înălţimii filetelor metrice face ca executarea operaţiilor de filetare să fie mai economică. Îndeosebi micşorarea înălţimii filetelor are drept consecinţă mărirea durabilităţii sculelor ; astfel de exemplu, după cercetările efectuate în U.R.S.S., durabilitatea tarozilor se măreşte de circa două ori.

4. Noile filete metrice GOST şi STAS

Organizaţiile de standardizare ale ţărilor socialiste au hotărît prin Recomandarea de Unificare nr. 47/959 adoptarea profilului I S O ca profil de bază pentru filetele metrice care se folosesc în industriile ţărilor socialiste.

Ca urmare, profilul I S O a fost introdus în URSS (la finele anului 1959) prin GOST 9150 ; de asemenea acest profil a fost adoptat şi de celelalte ţări socialiste.

Prin elaborarea şi aprobarea STAS 6371–61 s-a introdus şi în ţara noastră profilul I S O, ca profil de bază a noilor filete metrice.

Se subliniază că profilul vechilor filete metrice GOST şi STAS era cel mai apropiat de profilul I S O ; într-adevăr H_1 înălţimea filetului piuliţei egală cu înălţimea activă a filetului are următoarele valori :

– Profil I S O $H_1 = 0{,}625\ H$
– Profil GOST, STAS $H_1 = 0{,}688\ H$
– Profil ISA, DIN, NF etc. $H_1 = 0{,}750\ H$

Datorită acestui fapt, trecerea la noul profil al filetelor metrice nu prezintă dificultăţi pentru industria sovietică şi industria noastră.

Printr-o altă Recomandare de unificare anterioară (R.U. nr. 25), Oraganizaţiile de standardizare ale ţărilor socialiste au stabilit noi game de diametre şi paşi pentru filetele metrice.

Astfel piesele cu îmbinări prin filet metric, fabricate în oricare din ţările socialiste, precum şi în celelalte ţări care au adoptat profilul I S O şi care au pus în concordanţă gama de diametre şi paşi, sînt piese pe deplin interschimbabile.

Pe baza acestei Recomandări a fost elaborat şi aprobat noul STAS 981–61, care revizuieşte STAS 981–50.

STAS 981–61 ca şi GOST 8724–59 – în conformitate cu Recomandarea de Unificare nr. 25 – prevede trei şiruri preferenţiale pentru diametrele filetelor metrice cuprinse în intervalul de la 1 la 600 mm.

Acest standard precizează că diametrele filetelor metrice se aleg de preferinţă din şirul 1 ; dacă este necesar se aleg apoi din şirul 2 şi, în sfîrşit, din şirul 3.

Faptul că standardul prevede mai multe şiruri de preferinţă permite în primul rînd să se obţină o restrîngere raţională a gamei de diametre pentru filetele metrice. În al doilea rînd, alegerea unui diametru de filet se poate face cu uşurinţă şi în mod judicios.

În fine existenţa acestor şiruri preferenţiale conduce la micşorarea nomenclaturei S. D. V.-urilor pentru filete şi la alegerea raţională a acestora.

Noul standard prevede apoi pentru fiecare diametru valorile pasului filetelor metrice respective. Aceste valori de pas sînt împărţite în două categorii şi anume : *a*) valori pentru paşii normali (valori pentru paşii filetelor metrice normale) ; *b*) valori pentru paşii fini (valori pentru paşii filetelor metrice fine).

Pasul filetului se alege dintre cei prevăzuţi în dreptul diametrului adoptat şi anume : de preferinţă pasul normal corespunzător, sau – după necesitate – unul dintre paşii fini, începînd cu paşii mai mari.

În tabela 1 se dau valorile prevăzute în STAS 981 – 61 pentru diametrele şi paşii filetelor metrice cu $d = 1-10$ mm.

Presupunînd că se adoptă *diametrul filetului* $d = 8$ mm (din şirul 1) se alege de preferinţă *pasul normal* $p = 1{,}25$ mm ; în caz de necesitate, se alege un *pas fin* în următoarea ordine : $p = 1$ mm ; $p = 0{,}75$ mm ; $p = 0{,}5$ mm.

Între noul standard STAS 981–61 şi standardul înlocuit STAS 981–50 există următoarele deosebiri :

– S-au introdus noile diametre 1,6–1,8–2,2–2,5 mm care înlocuiesc diametre 1,7– 2,3–2,6 mm ; diametrele înlocuite vor putea fi folosite numai la fabricarea de piese filetate pentru construcţii de tip existent.

– Noul standard cuprinde o gamă mai mare de diametre, prevăzînd un şir de filete cu $d = 410, 420, 430 \ldots 600$ mm şi $p = 6$ mm.

– S-au introdus în plus diametrul 1,1 mm precum şi diametrele 15, 17, 25, 26, 28, 32, 35, 38, 40, 50, 55, 58, 62, 65, 70, 75, 78 şi 82 mm ; se subliniază că toate aceste diametre sînt prevăzute în şirul 3.

– În noul standard nu mai figurează paşii : $p = 0{,}9$ mm la diametrul 5,5 mm ; $p = 0{,}35$ mm la diametrele 9,10 şi 11 mm ;

– S-au introdus în plus paşii : $p = 1$ mm la diametrele 56, 60, 64, 68, 72, 76, 80 mm ; $p = 2$ mm la diametrele 18, 20, 22 mm ;

$p = 3$ mm la diametrele 30, 33 mm;
$p = 4$ mm la diametrele 42, 45, 48, 52 mm.

Pe baza noilor standarde citate, adică STAS 6371 – 61 care fixează noul profil al filetelor metrice, STAS 981–61 care fixează gama diametre–pași, s-a elaborat noul standard STAS 510–61 care prevede noile dimensiuni ale filetelor metrice normale (filetele cu pas normal).

Tabela 1

Diametrul exterior d			Pasul la filetul metric p							
Șirul 1	Șirul 2	Șirul 3	Normal	Fin						
				1,25	1	0,75	0,5	0.35	0,25	0,2
1			0,25							0,2
	1,1		0,25							0,2
1,2			0,25							0,2
	1,4		0,3							0,2
1,6			0,35							0,2
	1,8		0,35							0,2
2			0,4						0,25	
	2,2		0,45						0,25	
2,5			0,45					0,35		
3			0,5					0,35		
	3,5		(0,6)					0,35		
4			0,7				0,5			
	4,5		(0,75)				0,5			
5			0,8				0,5			
		(5,5)					0,5			
6			1			0,75	0,5			
		7	1			0,75	0,5			
8			1,25		1	0,75	0,5			
		9	(1,25)		1	0,75	0,5			
10			1,5	1,25	1	0,75	0,5			

Se subliniază că aceste noi standarde pentru filetele metrice au ca dată de intrare în vigoare 1.07.1963.

În cursul acestui an, se continuă cu elaborarea unui nou standard referitor la dimensiunile *filetelor metrice fine* (filetele cu pas fin). Se observă că vechea clasificare a filetelor metrice fine, în filete metrice fin – 1, fin –2, fin–3 și fin–4, nu mai este valabilă. Noile filete metrice fine avînd același diametru nominal d, se deosebesc între ele numai prin valoarea pasului, fără a mai fi clasificate în vreun fel oarecare.

Prin elaborarea, respectiv aprobarea și a acestui standard pentru filete metrice fine, se termină în cursul anului 1962 standardizarea tuturor filetelor metrice (normale și fine) din punct de vedere al profilului, gamei de diametre–pași, și dimensiuni teoretice.

5. Toleranțele noilor filete metrice

După cum s-a arătat, introducerea noului profil al filetelor metrice modifică înălțimea filetului piuliței (respectiv înălțimea activă a îmbinării filetate), diametrul interior al filetului piuliței și diametrul interior al filetului șurubului.

Nu se modifică diametrul exterior al filetului d și nici diametrul mediu $d_2 = D_2$, adică cel mai important diametru al filetului șurubului și piuliței.

În consecință, pentru introducerea noului profil nu este nevoie să se modifice toleranțele actuale pentru diametrul mediu al filetelor metrice (toleranțele cele mai importante), astfel încît mărimile acestor toleranțe prevăzute în standarde sînt valabile mai departe.

Este necesar însă să se modifice toleranțele diametrului exterior al șurubului și cele ale diametrului interior al piuliței, ca urmare a micșorării înălțimii piuliței (respectiv a înălțimei active a filetului).

Prin Recomandarea nr. 47, citată, s-a acceptat pentru unificarea toleranțelor la diametrul exterior al șuruburilor și diametrul interior al piulițelor valorile toleranțelor indicate în tabela 2.

Pe baza acestei recomandări în U.R.S.S. s-a elaborat un nou standard (GOST 9253) referitor la toleranțele noilor filete metrice.

În noul GOST s-au introdus valorile unificate ale toleranțelor diametrului exterior al șurubului și diametrului interior al piuliței. În acest nou GOST s-au redus apoi la filetele metrice fine numărul gradelor de precizie (ale diametrului mediu) de la 6 la 4.

Este cazul să se menționeze că vechile GOST-uri ca și STAS-urile pentru filete metrice fine, prevedeau 6 grade de precizie (în funcție de lungimea de înșurubare) simbolizate C, $c-D$, $d-E$, $e-F$, $f-H$, $h-K$, k. Dintre acestea, în noul GOST, s-a renunțat la gradele D, d și K, k, care însă pot fi folosite mai departe numai la piesele construcțiilor de tip existent.

Și în țara noastră ca și în alte țări socialiste s-a trecut la standardizarea noilor toleranțe pentru filetele metrice.

În cursul acestui an se vor aproba proiectele care revizuiesc STAS 5449–56 și STAS 5590–57 referitoare la toleranțele filetelor metrice fine și normale. În cursul anului viitor se vor revizui și standardele referitoare la calibrele filetate pentru controlul noilor filete metrice.

Tabela 2

Pasul filetului, mm	Toleranțele pentru diametrul exterior al șurubului d, μ		Toleranțele pentru diametrul interior al piuliței, D_1 μ
	Precizia normală	Precizia redusă	
0.075	20	–	26
0,080	20	–	30
0.090	22	–	34
0,100	25	–	36
0,125	32	–	45
0.150	40	–	50
0,175	45	–	58
0,200	50	–	65
0.225	56	–	71
0,250	65	–	80
0,3	80	–	90
0,35	90	–	100
0,4	100	–	110
0,45	110	–	120
0,5	120	–	140
0,6	130	–	160
0,7	140	–	180
0,75	150	–	190
0,8	160	220	200
1	180	250	200
1,25	200	300	210
1,5	240	350	250
1,75	260	380	280
2	290	410	300
2,5	330	480	320
3	370	520	380
3,5	400	550	420
4	420	600	480
4,5	450	650	550
5	500	700	600
5,5	550	750	650
6	600	800	700

Actualele calibre tampon–filetat pot fi folosite fără nici un fel de modificări la verificarea noului filet al piulițelor întrucît :

— toleranțele la diametrul mediu al filetului piuliței au rămas neschimbate ;

— toleranțele la diametrul interior al filetului se verifică cu calibre tampon–neted (nu cu calibre tampon–filetat).

Calibrele inel – filetat pot fi și ele folosite cu mică modificare, ușor de executat, la verificarea noului filet al șuruburilor deoarece :

— toleranțele la diametrul mediu al filetului șurubului (identic cu acel al piuliței) au rămas neschimbate ca mărime ;

—toleranțele la diametrul exterior al filetului șurubului se controlează cu calibre inel – neted (nu cu calibre inel–filetat) ;

— forma fundului filetului la șurub poate fi oarecare (teșită sau rotunjită) într-un spațiu limitat de diametrul interior (teoretic) al piuliței $D_1 = d_1$ și $D_1 - \frac{H}{12}$.

Prin elaborarea, respectiv aprobarea și a standardelor referitoare la toleranțe, se termină în cursul acestui an standardizarea noilor filete metrice, astfel încît cu începere de la data de 1.07.1963 se vor putea aplica prevederile tuturor standardelor referitoare la aceste filete deosebit de importante.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.882.626 : 621.791.053.97

Comparație între sudarea manuală și sudarea cu aparat special a bolțurilor și prezoanelor

Ing. MIRCEA MANOLACHE
Șantierul Naval Galați

Sudarea bolțurilor și prezoanelor de la 4 la 16 mm diametru poate fi executată cu un aparat special (Kjellberg), care cuprinde următoarele părți componente : un pistol de construcție specială, în care se pot înșuruba patroane elastice, capabile să țină bolțuri sau prezoane de diametre diferite ; pistolul este de o construcție simplă și greutate redusă, putînd fi mînuit comod ; o casetă cu relee pentru comanda conectării și deconectării curentului și pentru reglarea timpului de sudare (în cazul cînd se lucrează în poziția „automat") ; un transformator sau un convertizor pentru curent de sudare între 250 și 1 200 A ; cabluri de legătură.

Acest aparat execută sudarea cu arc electric, spre deosebire de alte aparate similare, la care îmbinarea se realizează electric prin presiune.

Pentru amorsarea arcului electric și pentru protecția băii de sudură se folosesc inele de flux, care se interpun între bolț și suprafața pe care trebuie să fie sudat bolțul. După ce arcul a topit inelul de flux, se presează bolțul în topitură și imediat (după 1–2 s) se deconectează curentul de sudură. În figura 1 este prezentată schema instalației electrice a acestui aparat, în cazul cînd curentul este de maximum 650 A.

Dacă este necesar un curent mai mare, pistolul pentru sudură se conectează direct la transformator cu ambele borne, iar releul de temporizare se introduce în serie în circuitul de alimentare de la rețea a transformatorului.

Avantajele care rezultă prin utilizarea aparatului special pentru sudarea bolțurilor și prezoanelor sînt deosebit de importante.

Avantajele economice constau din economia de timp și de materiale.

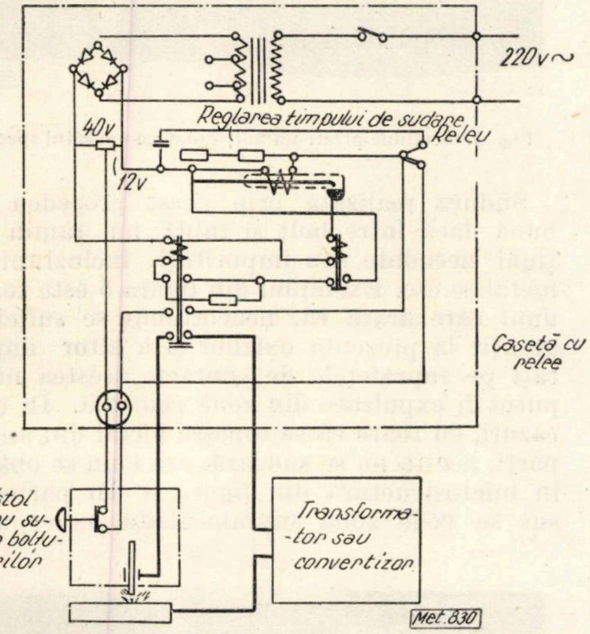

220v~
Reglarea timpului de sudare
Releu
40v
12v
Casetă cu relee
Pistol pentru sudarea bolțurilor
Transformator sau convertizor
Met. 830

Fig. 1. Schema instalației electrice.

Timpul de lucru este incomparabil mai redus decît la sudarea manuală a bolțurilor sau a prezoanelor. La sudarea manuală cu arc electric, timpul mediu total necesar pentru sudarea bolțurilor de 8–10 mm diametru este cuprins între 2,5 și 3 min, fiind necesari doi lucrători. La sudarea cu aparatul special, timpul mediu pentru sudarea unui bolț de aceeași mărime este de 20–30 s. Sudarea poate fi efectuată de un singur lucrător. De altfel, perioada de sudare propriu-zisă este numai de 3–4 s, restul fiind necesar pentru operațiile auxiliare.

La sudarea manuală cu electrozi înveliți se consumă pentru fiecare bolț (8–10 mm diametru) o cantitate de circa 7,7 g electrod, ceea ce scumpește mult această operație.

Trebuie însă să se țină seama că la sudarea cu aparatul special se consumă de fiecare bolț sau prezon cîte un inel de flux. Valoarea acestuia reprezintă însă cel mult 25–30% din valoarea învelișului unui electrod de grosime medie.

Făcînd un calcul comparativ, pe baza normelor pentru sudarea manuală aplicate la Șantierul Naval Galați, și a încercărilor de sudare cu acest aparat special, se constată că rezultă o economie de circa 115 lei la sudarea a 1 000 bolțuri mijlocii (8–10 mm diametru), ceea ce reprezintă o reducere cu 78% a cheltuielilor de manoperă și material.

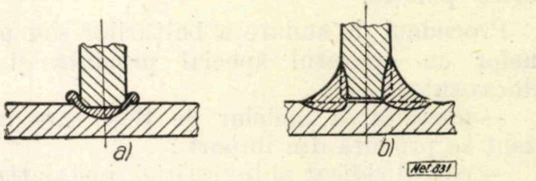


Fig. 2. Bolț sudat:
a) cu aparatul special; *b)* manual cu electrozi înveliți.

Avantajele tehnice, calitative se datoresc condițiilor speciale de lucru. La sudarea bolțurilor se realizează o legătură directă între capătul bolțului topit pe întreaga lui secțiune și metalul de bază în care se formează un intrînd și în care se încastrează bolțul (fig. 2, *a*). La sudarea manuală, cu metal de adaos (fig. 2, *b*) legătura între bolț și tablă este realizată prin intermediul metalului de adaos, capătul bolțului nefiind, practic, îmbinat de tablă pe întreaga lui secțiune (fig. 4).

La sudarea manuală cu electrod învelit, perpendicularitatea bolțului pe suprafața pe care se fixează se obține prin aprecierea sudorului și mai ales a ajutorului care ține bolțul în vederea sudurii. La sudarea cu aparatul special această perpendicularitate este asigurată prin însăși construcția pistolului, în care se introduce bolțul și care, fiind prevăzut cu un scut special *D* (fig. 3), permite așezarea și menținerea bolțului în poziție perfect perpendiculară pe suprafața de sudat. Trusa conține un trepied ușor de aplicat la aparat, care asi-

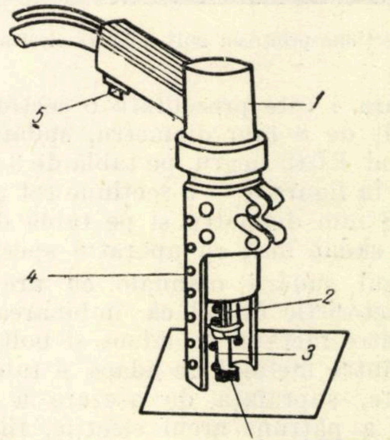


Fig. 3. Aparat de sudură:
1 – corpul pistolului; *2* – bucșă elastică; *3* – bolț (prezon) care se sudează; *4* – scut de protecție și sprijin; *5* – buton pentru comanda temporizatorului; *6* – inel de flux.

gură perpendicularitatea perfectă pe suprafeţe plane mari.

De asemenea, un avantaj tehnic important este faptul că procedeul permite sudarea bolţurilor oricît de apropiate între ele şi în orice poziţie.

Procedeul de sudare a bolţurilor sau prezoanelor cu aparatul special prezintă şi unele dezavantaje ca :

— necesitatea inelelor de flux care în prezent se procură din import :

— costul ridicat al investiţiei (instalaţia costă de peste 9 ori valoarea unui transformator obişnuit de sudură) ;

— necesitatea curăţării mai îngrijite a suprafeţelor de sudat.

Cu tot costul ridicat al instalaţiei, utilizarea aparatului special justifică investiţia făcută, bineînţeles dacă se sudează un număr mare de bolţuri sau prezoane.

Astfel, pentru o cotă de amortizare de 7% procedeul este mai economic decît sudarea manuală cu electrozi înveliţi, dacă se execută minimun 16 500 suduri anual.

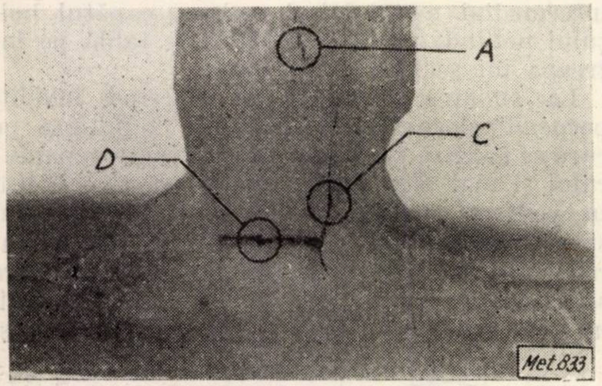


Fig. 4. Secţiune printr-un bolţ sudat cu electrozi EL42.

În figura 4 este prezentată o secţiune printr-un bolţ de 8 mm diametru, sudat manual cu electrod EL42 negru, pe tablă de 3 mm grosime, iar în figura 5 — o secţiune tot printr-un bolţ de 8 mm diametru şi pe tablă de 3 mm grosime, sudat însă cu aparatul special.

În cazul sudării manuale cu arc electric este caracteristic faptul că îmbinarea se realizează între metalul de adaos şi bolţ pe de o parte şi între metalul de adaos şi tablă pe de altă parte, suprafaţa de aşezare a bolţului, unde nu a pătruns arcul electric, fiind complet separată de tablă.

În cazul sudării cu acest aparat, sudura rezultă din îmbinarea directă a bolţului de tablă în secţiunea de contact a acestora. Sub influenţa temporară a arcului electric (în timpul cît bolţul este încă separat de tablă prin inelul de flux) se topeşte atît din metalul tablei cît şi din cel al bolţului, iar prin apăsarea acestuia pe suprafaţa tablei rezultă o îmbinare pe întreaga secţiune. Parte din metalul topit, şi o dată cu acesta şi impurităţile de la suprafaţă, ies — sub efectul presării — în jurul bolţului, formînd o bavură (fig. 5).

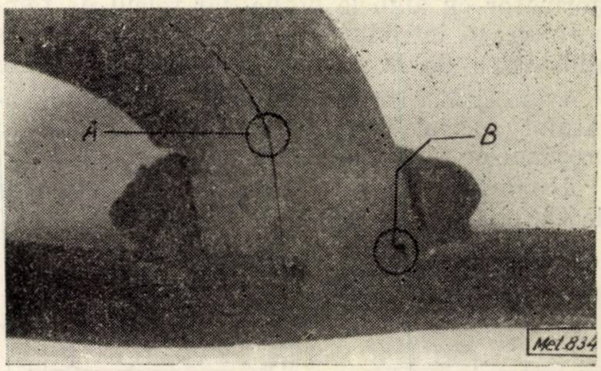


Fig. 5. Secţiune printr-un bolţ sudat cu aparatul special.

Sudura realizată prin acest procedeu este bună dacă între bolţ şi tablă nu rămîn porţiuni nesudate sau impurităţi, incluziuni nemetalice etc. Exemplul din figura 5 este tocmai unul care arată că, neacordîndu-se suficientă atenţie la prezenţa oxizilor şi a altor impurităţi pe suprafeţele de contact, acestea nu au putut fi expulzate din zona centrală. În unele cazuri, cu toate că se topeşte metal din ambele părţi, acesta nu se sudează, aşa cum se observă în microstructura din figura 6. În partea de sus se vede zona supraîncălzită, corespunzătoare bolţului, iar jos, sub linia de separaţie, zona topită din metalul tablei. Acest fapt se datoreşte tot peliculelor de oxizi sau de

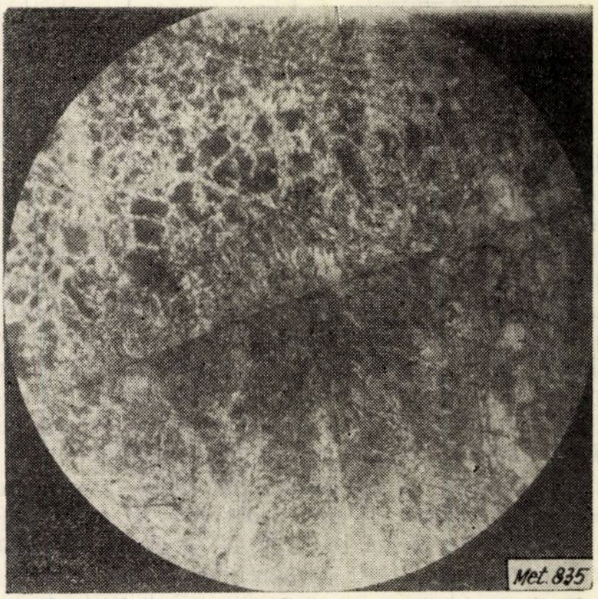


Fig. 6. Microstructura unui bolţ sudat, cu defect.

alte impurități, care au constituit un strat separator.

Cu toate defectele citate, la încercările de îndoire și de rupere la tracțiune, bolțurile respective s-au comportat în majoritatea cazurilor satisfăcător (bolțul din fig. 5 a fost îndoit la 90°), iar cele care au fost bine sudate s-au comportat excelent.

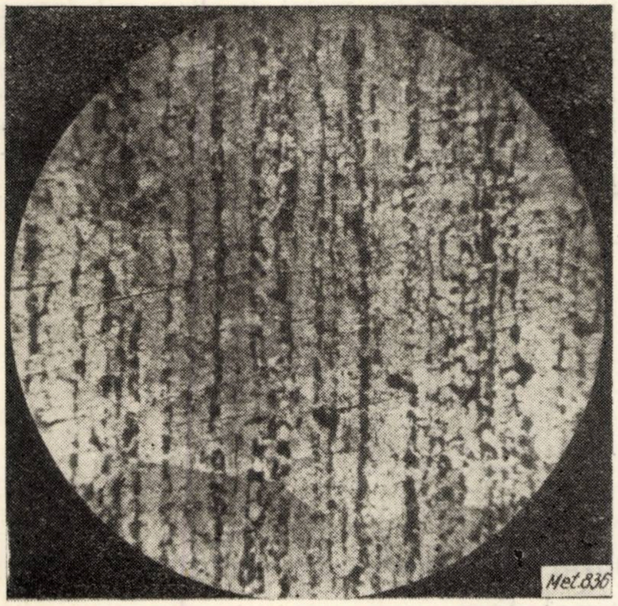


Fig. 7. Structura metalului neinfluențat termic din bolț.

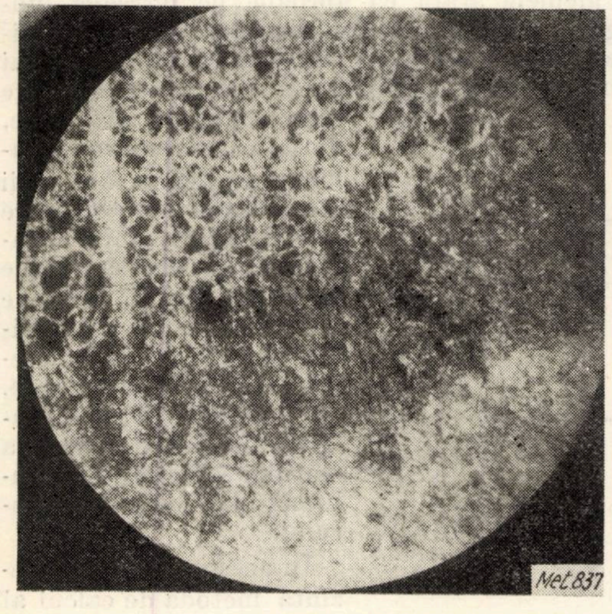


Fig. 8. Structura zonei supraîncălzite din metalul bolțului (sudat cu aparatul special).

Se știe că — datorită încălzirii locale puternice — zonele influențate termic suferă transformări structurale cu creșterea granulației datorită supraîncălzirii. Din acest punct de vedere sudarea cu aparatul special este mai avantajoasă. În figura 7 se arată structura materialului neinfluențat termic din bolț (zonele *A* din figurile 4 și 5), iar în figurile 8 și 9 structurile zonelor influențate termic, rezultate la sudarea bolțurilor cu aparatul special (zona *B* din figura 6), respectiv la sudarea lor manuală cu electrod fuzibil (zona *C* din figura 4).

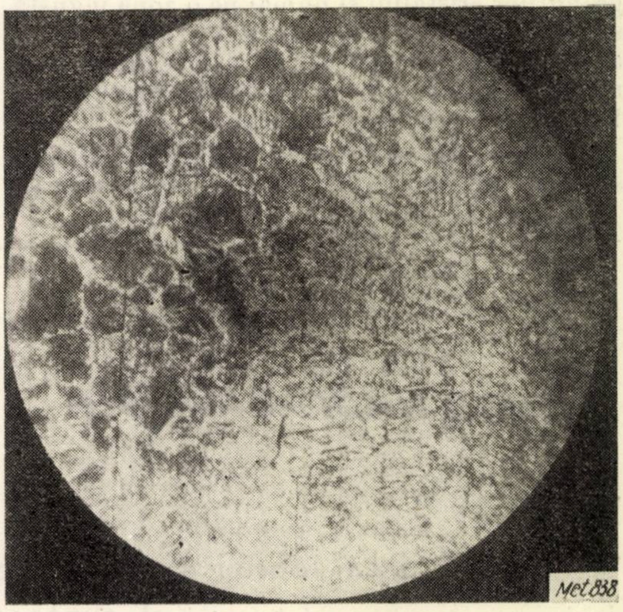


Fig. 9. Structura zonei supraîncălzite din metalul bolțului (sudat cu electrozi înveliți).

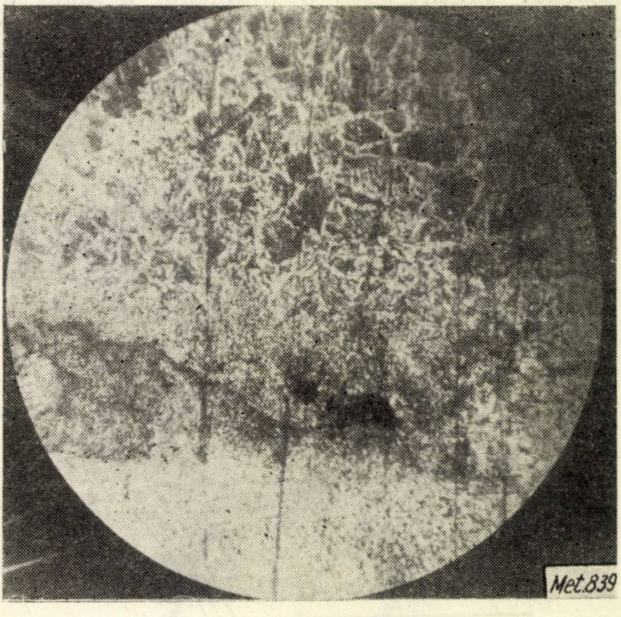


Fig. 10. Zona nesudată a bolțului.

Din comportarea acestora apar evidente zonele supraîncălzite, în imediata apropiere a zonelor de topire, însă cu diferenţe remarcabile. În timp ce sudarea cu aparatul special (fig. 8) a provocat o creştere moderată a grăunţilor cristalini şi numai pe o zonă îngustă, sudarea manuală, cu electrodul fuzibil (fig. 9) a provocat creşteri de 4—6 ori mai mari, rezultînd o structură cu grăunţi foarte grosolani şi pe o adîncime mai mare.

Acest lucru se explică şi prin faptul că sudarea cu aparatul special se realizează într-un timp foarte scurt, astfel încît fluxul termic nu are timp să se transmită decît în mică măsură către zonele învecinate din piesă.

În cazul sudării cu electrod învelit, chiar dacă este introdus metal de adaos sub întreg capătul bolţului, nu se poate realiza sudură propriu-zisă în întreaga secţiune, deoarece suprafaţa de aşezare a bolţului nu se topeşte integral. Aceasta rezultă şi din microstructura din figura 10, care reprezintă tocmai o asemenea zonă (*D* din fig. 4).

Pentru tînărul inginer

CZ 669.94.041.57

Aplicarea teoriei efectului de contur la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative

Ing. GHEORGHI VASILIEV şi ing. RADU CUNESCU
I.T.C.M.E.

1. Introducere

Calculul de rezistenţă bazat pe teoria învelişurilor subţiri este o problemă actuală a proiectării cuptoarelor rotative. Este necesar ca proiectanţii să aibă la dispoziţie metode practice de calcul atît al eforturilor şi deformaţiilor de-a lungul corpului cuptorului, cît şi al concentrărilor de eforturi în apropierea reazemelor şi a altor linii de discontinuitate. Calculele arată că aproape pe întreaga lungime a corpului între reazeme starea de solicitare este de tipul „de membrană'' şi numai în imediata apropiere a diferitelor linii de discontinuitate (reazeme, variaţia grosimii învelişului, variaţia încărcăturii etc.) starea de solicitare este de tipul „mixt'', caracterizată prin eforturile de încovoiere şi torsiune de acelaşi ordin de mărime cu cele de întindere-compresiune şi alunecare. În articolul [9] s-a descris o metodă de calcul a stării de solicitare de membrană din corpul cuptorului.

În acest articol se prezintă metoda de calcul al stării de solicitare „efectul de contur'', care este o stare mixtă ce se produce în apropierea liniilor de discontinuitate, de pe corpul cuptorului rotativ.

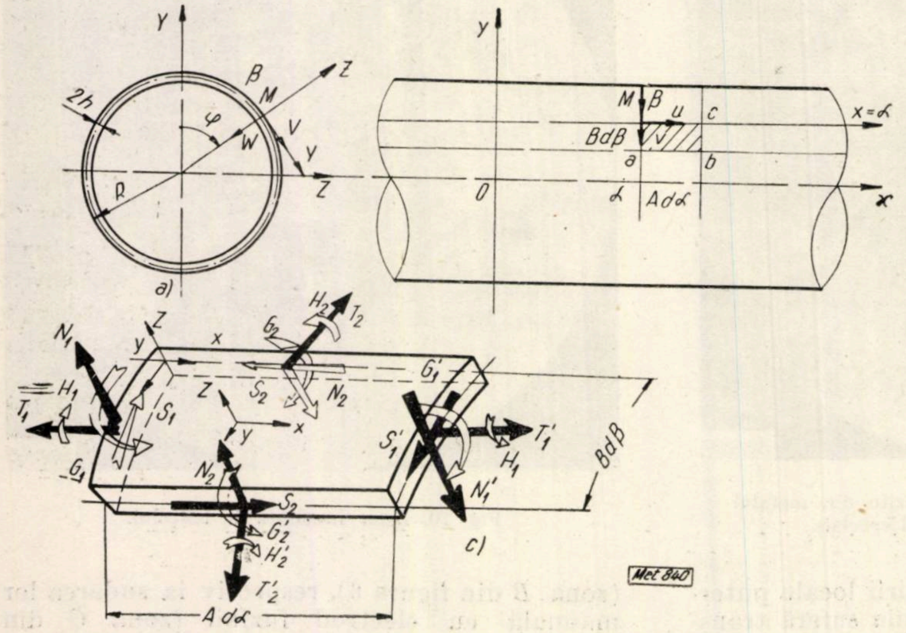


Fig. 1. Forţele şi momentele care acţionează asupra unui element de înveliş.

2. Definiții și noțiuni de bază

2.1. *Notațiile utilizate*

— $T_1, T_2, S_1, S_2, N_1, N_2, G_1, G_2, H_1, H_2$ — eforturi unitare, definite la punctul 2.2;

— u, v, w — componentele vectorului deplasării unui punct al învelișului, în sensul: axial, tangențial, radial (fig.1);

— ε_1, ε_2, ω — deformațiile liniare (în sensul coordonatelor α, respectiv β) și unghiulare — $\varkappa_1$, $\varkappa_2$, τ — deformațiile de încovoiere și torsiune conform definiței din [2];

— α, β — coordonate curbilinii pe suprafața mediană a învelișului; la cilindru:

α — în lungul generatoarelor;

β — în lungul cercurilor transversale;

— R_1', R_2' — razele de curbură ale liniilor α, β oarecare;

— R_1, R_2 — razele de curbură ale liniilor α,β atunci cînd acestea sînt linii de curbură principală; la cilindru: $R_1 = \infty$ $R_2' = R_2 = R$ raza cilindrului;

— R_{12} — curbura de torsiune a suprafeței; în cazul cînd α și β sînt linii de curbură principală $R_{12} = \infty$;

— A, B — coeficienții primei forme pătratice;

— $2h$ — grosimea învelișului;

— μ — coeficientul lui Poisson;

— indicele δ (pe lîngă diferite mărimi arată că ele se referă la teoria de membrană);

— indicele EM arată că mărimea respectivă se referă la teoria efectului de contur;

— indicele o arată că mărimile respective se referă la secțiunea $\alpha = \alpha_0$

— $\xi = \alpha - \alpha_0$.

2.2. *Eforturi unitare*

Un element infinit mic decupat din înveliș este menținut în echilibru de forțele și momentele aplicate pe marginile lui, arătate în figura 1. Aceste forțe și momente, raportate la unitatea de lungime a laturii la care sînt aplicate, se numesc „*eforturi unitare raportate la unitate de lungime*". Se deosebesc:

— eforturi unitare normale pe direcțiile longitudinală și transversală T_1, T_2;

— eforturi unitare tangențiale (de alunecare)" S_1, S_2;

— eforturi unitare de forfecare normale pe suprafața mediană N_1, N_2;

— eforturi unitare de încovoiere G_1, G_2;

— eforturi unitare de răsucire H_1, H_2;

$$T,\ S,\ N\left[\frac{\text{forță}}{\text{lungime}}\right] \text{ se exprimă în } \left[\frac{\text{tf}}{\text{m}}\right] \text{ sau } \left[\frac{\text{kgf}}{\text{cm}}\right];$$

$$G,\ H\left[\frac{\text{moment}}{\text{lungime}}\right] \text{ se exprimă în } \left[\frac{\text{tmf}}{\text{m}}\right] \text{ sau } \left[\frac{\text{kgfcm}}{\text{cm}}\right].$$

2.3. *Stări de solicitare*

Prin starea de solicitare a unui înveliș elastic se înțelege starea de echilibru a învelișului sub acțiunea unui sistem de forțe exterioare, caracterizată prin eforturile unitare de la punctul 2.1. Se deosebesc următoarele stări de solicitare caracteristice:

a) Starea de solicitare de membrană (denumită și starea de solicitare *fără momente*) este starea caracterizată de eforturile T_1, T_2 și $S = S_1 = -S_2$; celelalte eforturi sînt neglijabile.

b) Starea de solicitare de moment pur este starea în care eforturile G și H sînt preponderente, iar celelalte eforturi sînt mici în comparație cu ele.

c) Starea de solicitare de tipul mixt este starea în care toate eforturile au același ordin de mărime.

2.4. *Linii de perturbație*

Prin linie de perturbație se înțelege orice linie în lungul căreia se produce discontinuitatea: încărcării, grosimii învelișului sau a curburii lui. La corpul cuptorului astfel de linii sînt: marginile, liniile în lungul cărora variază încărcarea sau grosimea tablei, secțiunile de la marginea inelelor de rulare și a celor de rigidizare etc.

2.5. *Efectul de contur*

Efectul de contur este starea de solicitare de tipul mixt, produsă de o linie de perturbație, care se suprapune peste starea de solicitare de membrană, și se caracterizează printr-o descreștere rapidă cu îndepărtare de la linia de perturbație.

Se deosebesc:

— *efectul de contur simplu* — care are loc în lungul liniilor de perturbație neasimptotice;

— *efectul de contur generalizat* — care are loc în lungul liniilor de perturbație asimptotice.

3. Efectul de contur simplu

3.1. *Premise de bază*

În zonele din apropierea liniilor de perturbație starea de solicitare este de tipul *mixt* adică compusă din eforturi T_1, T_2, S; G_1, G_2, H; N_1, N_2 care sînt de același ordin de mărime.

Starea totală de solicitare din asemenea zone poate fi considerată ca o suprapunere a stării de solicitare de membrană și a unei stări în care predomină eforturile încovoietoare și de forfecare, denumită efectul de contur.

În teoria de membrană sînt satisfăcute numai condițiile de margine tangențiale (ale căror componente sînt cuprinse în planul tangent la suprafața mediană). Prin suprapunerea efectului de contur peste starea de membrană se satisfac și condițiile de margine netangențiale.

Teoria generală a efectului de contur simplu este dezvoltată amănunțit în cursurile de specialitate [2]; în acest articol se vor arăta numai principiile de bază ale acestei teorii și formulele de lucru.

Se notează cu $\alpha = \alpha_0$ abscisa secțiunii liniei de perturbație, iar cu $T_1^{(\delta)}$, $T_2^{(\delta)}$ $S^{(\delta)}$, $u^{(\delta)}$, $v^{(\delta)}$, $w^{(\delta)}$, $\gamma_1^{(\delta)} = -\dfrac{\partial w^{(\delta)}}{\partial\alpha}$ tensiunile și deplasările determinate cu ajutorul teoriei de membrană şi $T_2^{(EM)}$, $G_1^{(EM)}$, $G_2^{(EM)}$, $w^{(EM)}$, $\gamma_1^{(EM)}$, $N_1^{(EM)}$ care aparţin efectului de contur simplu (numai componentele citate capătă valori mai importante, celelalte se neglijează).

3.2. *Proprietăţile efectului de contur simplu*

Suprafaţa mediană se raportează la o reţea de coordonate curbilinii α, β; se presupune că linia de perturbaţie se confundă cu o β-linie (contur transversal).

Proprietăţile principale ale efectului de contur sînt :

1. Efectul de contur este o stare de tensiune care se amortizează rapid cu *îndepărtarea de la linia de perturbaţie.*

Ca atare toate mărimile legate de această stare (eforturi, deformaţii, deplasări) cresc sensibil la derivare în raport cu α.

Derivatele în raport cu β nu cresc substanţial.

2. Mărimile mai importante sînt următoarele :

a) eforturi : $T_2^{(EM)}$, $G_1^{(EM)}$, $N_1^{(EM)}$, $G_2^{(EM)} = \mu G_1^{(EM)}$;
b) deformaţii : $\varkappa_1^{(EM)}$, $\varepsilon_2^{(EM)}$, $\varepsilon_1^{(EM)} = -\mu\varepsilon_2^{(EM)}$;
c) deplasări : $w^{(EM)}$.

Celelalte mărimi sînt relativ mici; derivatele lor în raport cu α sînt însă comparabile cu acestea. Astfel :

$$\begin{gathered}\frac{\partial T_1}{\partial\alpha} \approx \frac{\partial S_1}{\partial\alpha} \approx \frac{\partial S_2}{\partial\alpha} \approx T_2;\\ \frac{\partial H_1}{\partial\alpha} \approx \frac{\partial H_2}{\partial\alpha} \approx G_1;\\ \frac{\partial N_2}{\partial\alpha} \approx N_1; \quad \frac{\partial\omega}{\partial\alpha} \approx \varepsilon_1 \approx \varepsilon_2\\ \frac{\partial\varkappa_2}{\partial\alpha} \approx \frac{\partial\tau}{\partial\alpha} \approx \varkappa_1; \quad \frac{\partial u}{\partial\alpha} \approx \frac{\partial v}{\partial\alpha} \approx w.\end{gathered} \tag{1}$$

(semnul $\approx$ arată că mărimile din stînga şi dreapta semnului au acelaşi ordin de mărime).

3.3. *Deducerea ecuaţiei rezolvante a efectului de contur*

Ţinînd seama de proprietăţile efectului de contur termenii secundari pot fi neglijaţi în ecuaţiile de echilibru şi în relaţiile geometrice şi ale elasticităţii.

Ecuaţiile simplificate necesare în calcul sînt [2] :

a) ecuaţia a 3-a şi a 5-a de echilibru:

$$\frac{T_2}{R_2'} + \frac{1}{AB}\frac{\partial}{\partial\alpha}(BN_1) = 0; \tag{2}$$

$$\frac{1}{AB}\frac{\partial}{\partial\alpha}(BG_1) - N_1 = 0; \tag{3}$$

b) relaţiile geometrice:

$$\varkappa_1 = \frac{1}{A}\frac{\partial}{\partial\alpha}\frac{1}{A}\frac{\partial w}{\partial\alpha}; \tag{4}$$

$$\varepsilon_2 = -\frac{w}{R_2'}; \tag{5}$$

c) relaţiile dintre eforturi şi deformaţii:

$$G_1 = -\frac{2Eh^3}{3(1-\mu^2)}\varkappa_1; \tag{6}$$

$$T_2 = 2Eh\,\varepsilon_2; \tag{7}$$

$$G_2 = \mu G_1. \tag{8}$$

Aceste relaţii precum şi cele care urmează sînt scrise pentru un înveliş oarecare; pentru învelişul cilindric :

$$R_2' = R; \quad A = B = 1; \quad R_1' = \infty; \quad R_{12} = \infty.$$

S-au obţinut 7 ecuaţii cu 7 necunoscute; din ele se deduce *ecuaţia rezolvantă a efectului de contur simplu* :

$$\frac{1}{A^4}\cdot\frac{\partial^4 w}{\partial\alpha^4} + \frac{3(1-\mu^2)}{h^2 R_2'^2}w = 0, \tag{9}$$

cu ajutorul căreia se calculează w; alte valori se exprimă în funcţie de w :

a) eforturi:

$$\begin{gathered}G_1 = -\frac{2Eh^3}{3(1-\mu^2)}\cdot\frac{1}{A^2}\cdot\frac{\partial^2 w}{\partial\alpha^2};\\ G_2 = -\frac{2\,Eh^3}{3(1-\mu^2)}\frac{\mu}{A}\cdot\frac{\partial^2 w}{\partial\alpha^2}\\ N_1 = -\frac{2Eh^3}{3(1-\mu^2)}\cdot\frac{1}{A^3}\cdot\frac{\partial^3 w}{\partial\alpha^3}; \quad T_2 = -2Eh\frac{w}{R_2'};\\ H_1 = -H_2 = \frac{2Eh^3}{3(1+\mu^2)}\cdot\frac{1}{B}\frac{\partial}{\partial\beta}\cdot\frac{1}{A}\cdot\frac{\partial}{\partial\alpha}w;\\ N_2 = -\frac{2Eh^3}{3(1-\mu^2)}\cdot\frac{1}{B}\cdot\frac{\partial}{\partial\beta}\cdot\frac{1}{A^2}\cdot\frac{\partial^2 w}{\partial\alpha^2};\\ T_1 = 0,; \quad S_1 = -S_2 = 0\end{gathered} \tag{10}$$

b) deplasări:

$$u = -\left(\frac{1}{R_1'} + \frac{\mu}{R_2'}\right)\frac{h^2 R'^2}{3(1-\mu^2)}\cdot\frac{1}{A^3}\frac{\partial^3 w}{\partial\alpha^3}; \tag{11}$$

$$v = \frac{2}{R_{12}}\cdot\frac{\mathrm{h}^2 R'^2}{3(1-\mu^2)}\cdot\frac{1}{A^4}\cdot\frac{\partial^4 w}{\partial\alpha^4}.$$

c) unghiul de rotire al tangentei la α-linie

$$\gamma_1 = -\frac{1}{A}\frac{\partial w}{\partial\alpha}; \tag{12}$$

d) deformații:

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{A}\frac{\partial u}{\partial \alpha} - \frac{w}{R_1'} = \frac{\mu}{R_2'} w ; \quad \varepsilon_2 = -\frac{w}{R_2'} ;$$

$$\omega = \frac{1}{A}\frac{\partial v}{\partial \alpha} + \frac{2w}{R_{12}} \cong 0 ; \qquad (13)$$

$$\varkappa_1 = \frac{1}{A^2}\cdot\frac{\partial^2 w}{\partial \alpha^2} ; \quad \varkappa_2 = \frac{1}{AB}\cdot\frac{\partial B}{\partial \alpha}\cdot\frac{1}{A}\frac{\partial w}{\partial \alpha} +$$

$$+ \frac{1}{B}\frac{\partial}{\partial \beta}\frac{1}{B}\frac{\partial w}{\partial \beta} ;$$

$$\tau = \frac{1}{B}\cdot\frac{\partial}{\partial \beta}\cdot\frac{1}{A}\frac{\partial w}{\partial \alpha}.$$

3.4. *Rezolvarea ecuației* (9)

În cazul învelișului cilindric, A și R_2' sînt constanți ($A = 1$; $R_2' = R$); relația (9) este o ecuație diferențială ordinară cu coeficienți constanți.

Soluția se caută sub forma:

$$w = C(\beta)\, e^{f(\beta)(\alpha - \alpha_0)}. \qquad (14)$$

Se înlocuiește relația (14) cu relația (9) și se obține următoarea ecuație pentru determinarea lui f:

$$f^4(\beta) + \frac{3(1-\mu^2)}{h^2R^2} = 0, \qquad (15)$$

ale cărei rădăcini sînt:

$$f_1 = k(1+i)g ; \quad f_2 = k(1-i)g ;$$

$$f_3 = -k(1+i)g ; \quad f^4 = -k(1-i)g ;$$

în care:

$$g = \sqrt[4]{\frac{3(1-\mu^2)}{4}}\cdot\frac{1}{R} ; \quad k = \sqrt{\frac{R}{h}}\cdot$$

Integrală generală a ecuației (9) este:

$$w = C_1(\beta)e^{k(1+i)g(\alpha-\alpha_0)} + C_2(\beta)e^{k(1-i)g(\alpha-\alpha_0)} +$$

$$+ C_3(\beta)e^{-k(1+i)g(\alpha-\alpha_0)} + C_4(\beta)e^{-k(1-i)g(\alpha-\alpha_0)} ; \qquad (16)$$

primii doi termeni se amortizează rapid pe direcția α în sensul $\alpha < \alpha_0$, iar ultimii doi termeni, în sensul $\alpha > \alpha_0$; rezultă astfel:

în zona $\alpha \leqslant \alpha_0$

$$w = C_1(\beta)e^{k(1+i)g(\alpha-\alpha_0)} + C_2(\beta)e^{k(1-i)g(\alpha-\alpha_0)} ; \qquad (17)$$

și în zona $\alpha \geqslant \alpha_0$

$$w = C_3(\beta)e^{-k(1+i)g(\alpha-\alpha_0)} + C^4(\beta)e^{-k(1-i)g(\alpha-\alpha_0)} \qquad (18)$$

Formulele (17) și (18) se aduc la forma reală și în cele din urmă rezultă:

în zona $\alpha \leqslant \alpha_0$:

$$2\,Ehw = [\psi_1 \cos kg(\alpha - \alpha_0) +$$

$$+ \psi_2 \sin kg(\alpha - \alpha_0)]e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ; \qquad (19)$$

în zona $\alpha \geqslant \alpha_0$:

$$2\,Ehw = [\psi_3 \cos kg(\alpha - \alpha_0) +$$

$$+ \psi_4 \sin kg(\alpha - \alpha_0)]e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ; \qquad (20)$$

în care $\psi_1 - \psi_4$ sînt funcții arbitrare de β.

3.5. *Formulele componentelor eforturilor unitare și ale deplasărilor*

Se înlocuiește relația (19), respectiv (20) cu relația (10) și se obțin următoarele formule pentru componentele eforturilor și deplasărilor *valabile* în zonele din vecinătatea liniei de perturbație.

3.5.1. *Formule pentru componentele eforturilor unitare și a deplasărilor în zona $\alpha \leqslant \alpha_0$ de contur simplu*

$$2\,Ehw^{(EM)} = [\psi_1 \cos kg(\alpha - \alpha_0) +$$

$$+ \psi_2 \sin kg(\alpha - \alpha_0)]e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ;$$

$$2\,Eh\gamma_1^{(EM)}h = -\frac{\sqrt[3]{3(1-\mu^2)}}{\sqrt{2\,hR}}\Big\{[\psi_1 +$$

$$+ \psi_2]\cos kg(\alpha - \alpha_0) -$$

$$- [\psi_1 - \psi_2]\sin kg(\alpha - \alpha_0)\Big\}\, e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ;$$

$$G_1^{(EM)} = \frac{1}{\mu}\,G_2^{(EM)} = -$$

$$- \frac{h}{R\sqrt{3(1-\mu^2)}}[\psi_2 \cos kg(\alpha - \alpha_0) -$$

$$- \psi_1 \sin kg(\alpha - \alpha_0)]e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ;$$

$$N_1^{(EM)} = \frac{1}{\sqrt[4]{12(1-\mu^2)}}\cdot\frac{1}{R}\sqrt{\frac{h}{R}}\Big\{-$$

$$- [\psi_1 - \psi_2]\cos kg(\alpha - \alpha_0) -$$

$$- [\psi_1 + \psi_2]\sin kg(\alpha - \alpha_0)\Big\}\, e^{kg(\alpha-\alpha_0)} ;$$

$$T_2^{(EM)} = -\frac{1}{R}[\psi_1 \cos kg(\alpha - \alpha_0) +$$

$$+ \psi_2 \sin kg(\alpha - \alpha_0)]e^{kg(\alpha-\alpha_0)}. \qquad (21)$$

3.5.2. *Formule pentru componentele eforturilor unitare și a deplasărilor* în zona $\alpha \geqslant \alpha_0$;

$$2\,Ehw^{(EM)} = [\psi_3 \cos kg\,(\alpha - \alpha_0) + $$
$$+ \psi_4 \sin kg\,(\alpha - \alpha_0)]e^{-kg\,(\alpha - \alpha_0)};$$

$$2\,Eh\gamma_1^{(EM)}\,h = -\frac{\sqrt[4]{3\,(1-\mu^2)}}{\sqrt{2hR}}\Big\{-$$
$$-[\psi_3 - \psi_4]\cos kg\,(\alpha - \alpha_0) -$$
$$-[\psi_3 + \psi_4]\sin kg\,(\alpha - \alpha_0)\Big\}\,e^{-kg\,(\alpha - \alpha_0)};$$

$$G_1^{(EM)} = \frac{1}{\mu}\,G_2^{(EM)} = -\frac{h}{R\sqrt{3\,(1-\mu^2)}}\Big\{-$$
$$-\psi_4 \cos kg\,(\alpha - \alpha_0) +$$
$$+\psi_3 \sin kg\,(\alpha - \alpha_0)\Big\}\,e^{-kg\,(\alpha - \alpha_0)};$$

$$N_1^{(EM)} = \frac{1}{\sqrt[4]{12\,(1-\mu^2)}}\cdot\frac{1}{R}\sqrt{\frac{h}{R}}\Big\{[\psi_3 +$$
$$+\psi_4]\cos kg\,(\alpha - \alpha_0) -$$
$$-[\psi_3 - \psi_4]\sin kg\,(\alpha - \alpha_0)\Big\}\,e^{-kg\,(\alpha - \alpha_0)};$$

$$T_2^{(EM)} = -\frac{1}{R}\,[\psi_3 \cos kg\,(\alpha - \alpha_0) +$$
$$+\psi_4 \sin kg\,(\alpha - \alpha_0)]e^{-kg\,(\alpha - \alpha_0)} \qquad (22)$$

În aceste formule:

$$kg = \sqrt[4]{\frac{3\,(1-\mu^2)}{4}}\cdot\frac{1}{\sqrt{hR}}$$

$\psi_1(\beta), \psi_2(\beta), \psi_3(\beta), \psi_4(\beta)$ sînt funcții arbitrare de variabilă β care se determină cu ajutorul condițiilor de limită

4. Teoria efectului de contur aplicată la calculul cuptoarelor rotative

În acest paragraf se determină efectul de contur în unele secțiuni caracteristice ale tubului cuptorului rotativ.

4.1. *Efectul de contur în apropierea inelelor de rulare*

Se consideră că secțiunea de origine $\alpha = \alpha_0$ se confundă cu secțiunea de margine a inelului de rulare (fig. 2).

Condițiile de limită în secțiunea $\alpha = \alpha_0$ sînt:

$$v_0 = 0\,;\quad w_0 = 0\,;\quad \psi_0 = 0\,;\quad T_1 = T_{10}$$

Prima și ultima condiție fiind *tangențiale*, sînt îndeplinite în partea întîia a calculului (cu ajutorul teoriei de membrană)

$$v_0 = v_0^{(\delta)} = 0\,;\quad T_{1_0}^{(\delta)} = T_{1_0}.$$

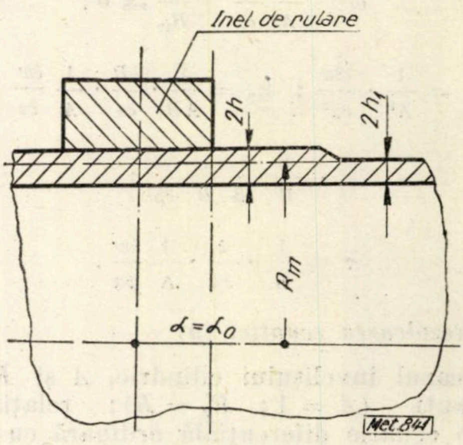


Fig. 2. Inel de rulare montat pe cuptor.

Condițiile *netangențiale* nu sînt satisfăcute în teoria de membrană, de aceea se pune condiția:

$$\begin{aligned} 2Ehw_0 &= 2Ehw_0^{(\delta)} + 2Ehw_0^{(EM)} = 0\,;\\ 2Eh\gamma_{1_0} &= 2Eh\gamma_{1_0}^{(\delta)} + 2Eh\gamma_{1_0}^{(EM)} = 0. \end{aligned} \qquad (23)$$

Se folosesc formulele (21) și se obține:

$$\psi_1(\beta) = -2Ehw_0^{(\delta)}\,;$$

$$\frac{\sqrt[4]{3\,(1-\mu^2)}}{\sqrt{2hR}}\,[\psi_1(\beta) + \psi_2(\beta)] = 2Eh\gamma_{1_0}^{(\delta)}\,;$$

de unde:

$$\psi_1(\beta) = -2Ehw_0^{(\delta)}.$$

$$\psi_2(\beta) = 2Ehw_0^{(\delta)} + \frac{\sqrt{2hR}}{\sqrt[3]{3\,(1-\mu^2)}}\,2Eh\gamma_{1_0}^{(\delta)}\,; \qquad (24)$$

sau aproximativ:

$$\psi_1 = -\psi_2 = -2Ehw_0^{(\delta)}. \qquad (24')$$

Pentru eforturi și momente se obține:

$$T_2^{(EM)} = \frac{2Ehw_0^{(\delta)}}{R}\,[\cos kg\,(\alpha - \alpha_0) -$$
$$-\sin kg\,(\alpha - \alpha_0)]\,e^{kg\,(\alpha - \alpha_0)}\,;$$

$$G_1^{(EM)} = \frac{1}{\mu}\,G_2^{(EM)} - \frac{h}{R}\,\frac{2Ehw_0^{(\delta)}}{\sqrt{3\,(1-\mu^2)}}\,[\cos kg\,(\alpha - \alpha_0) +$$
$$+\sin kg\,(\alpha - \alpha_0)]\,e^{kg\,(\alpha - \alpha_0)}, \qquad (25)$$

sau ținînd seama de relația dintre deplasări și eforturi [9]:

$$\frac{\partial v^{(\delta)}}{\partial\beta} - \frac{w^{(\delta)}}{R} = \frac{1}{2Eh}\,(T_2^{(\delta)} - \mu T_1^{(\delta)}),$$

în care pentru secţiunea $\alpha-\alpha_0$, $v_0^{(\delta)}=0$. Rezultă deci :

$$w_0^{(\delta)} = -\frac{R}{2Eh}\left(T_{2_0}^{(\delta)} - \mu T_{1_0}^{(\delta)}\right). \qquad (26)$$

În sfîrşit se obţine :

$$T_2^{(EM)} = -\left(T_{2_0}^{(\delta)} - \mu T_{1_0}^{(\delta)}\right)\left[\cos kg\,(\alpha-\alpha_0) - \right.$$
$$\left. - \sin kg\,(\alpha-\alpha_0)\right] e^{kg\,\alpha-\alpha_0)};$$

$$G_1^{(EM)} = \frac{1}{\mu} G_2^{(EM)} = \frac{h\left(T_{2_0}^{(\delta)} - \mu T_{1_0}^{(\delta)}\right)}{\sqrt{3(1-\mu^2)}}\left[\cos kg\,(\alpha-\alpha_0) + \right.$$
$$\left. + \sin kg\,(\alpha-\alpha_0)\right] e^{kg\,(\alpha-\alpha_0)}; \qquad (27)$$

$$N_1^{(EM)} = -\frac{1}{\sqrt{12(1-\mu^2)}}\sqrt{\frac{h}{R}}\left(T_{2_0}^{(\delta)} - \right.$$
$$\left. - \mu T_{1_0}^{(\delta)}\right)\left[\cos kg\,(\alpha-\alpha_0) + \sin kg\,(\alpha-\alpha_0)\right] e^{kg\,\alpha-\alpha_0)},$$

în care :

$T_{1_0}^{(\delta)}$, $T_{2_0}^{(\delta)}$ sînt valorile T_1 şi T_2 în secţiunea $\alpha=\alpha_0$, calculate cu ajutorul teoriei de membrană [9].

Tensiunile totale sînt :

$$T_2 = T_2^{(EM)} + T_2^{(\delta)}. \qquad (28)$$

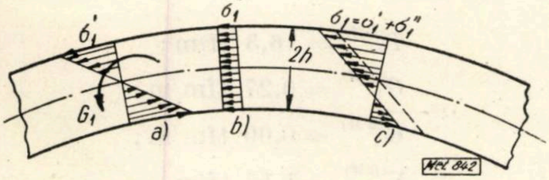


Fig. 3. Distribuţia tensiunilor pe grosimea învelişului.

Momentele încovoietoare G_1 şi G_2 vor produce tensiuni suplimentare de întindere-compresiune în fibrele învelişului, îndepărtate de suprafaţa mediană. Eforturile unitare totale σ_1 şi σ_2 vor fi date de formulele :

$$\sigma_1 = \frac{T_1}{2h} + \frac{G_1}{W}, \quad \sigma_2 = \frac{T_2}{2h} + \frac{G_2}{W}, \qquad (29)$$

în care : $W = \frac{1(2h)^2}{6}$ este *modulul de rezistenţă pe unitatea de lungime a învelişului.*

În figura 3 se arată distribuţia tensiunilor σ pe grosimea învelişului.

Efectul de contur simplu se amortizează repede cu îndepărtarea de la secţiunea α_0. În figura 4 reprodusă din [2] se arată graficul variaţiei mărimilor $e^{-p\xi}\cos p\xi$ şi $e^{-p\xi}\sin p\xi$, care intră în formulele (21) şi 22).

4.2. *Efectul de contur lîngă marginea liberă*

În apropiere de marginea liberă — neîncărcată — nu există efect de contur, care apare numai atunci cînd marginea liberă este încărcată cu :

— momente $G^*(\beta)$;

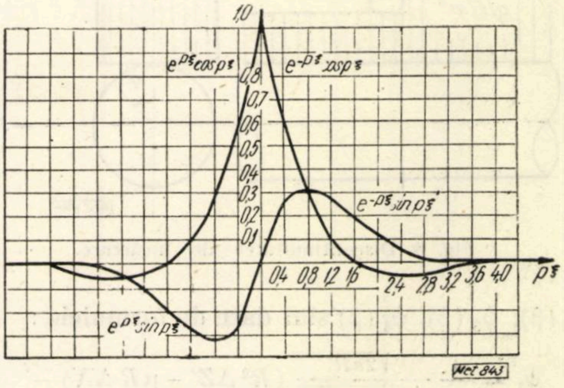


Fig. 4. Variaţia mărimilor $e^{-p\xi}\cos p\xi$ şi $e^{-p\xi}\sin p\xi$.

— forţe îndreptate după normală la suprafaţa mediană $N^*(\beta)$.

De exemplu o piesă masivă fixată la extremitatea tubului (fig. 5) produce asemenea eforturi în secţiunea de capăt a consolei.

În acest caz, condiţiile de limită, în secţiunea $\alpha=0$, sînt :

$$T_{1_0}=0;\; S_{1_0}=0;\; G_{1_0}=G^*;\; N_{1_0}=N^*. \qquad (30)$$

Pentru $\alpha-\alpha_0>0$ se introduc în condiţiile de limită valorile N_{1_0} şi G_{1_0} din formulele (22) şi se obţine :

$$\psi_4 = G^*\,\frac{R\sqrt{3(1-\mu^2)}}{h};$$

$$\psi_3 = -\frac{\sqrt[4]{12(1-\mu^2)}}{\sqrt{\frac{h}{R}}}N^* - \frac{R\sqrt{3(1-\mu^2)}}{h}G^*. \qquad (31)$$

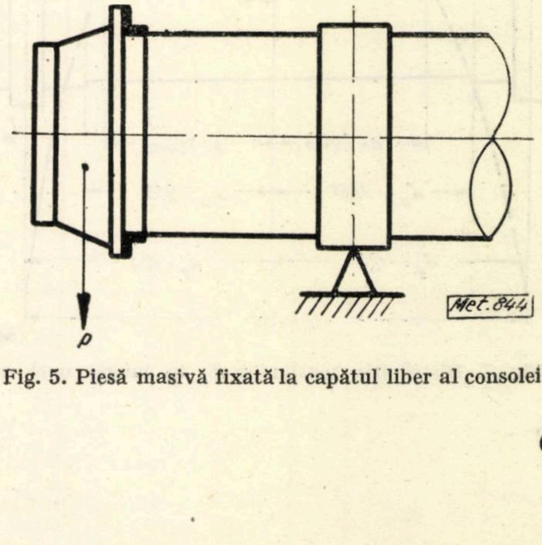


Fig. 5. Piesă masivă fixată la capătul liber al consolei.

4.3 *Efectul de contur lîngă o margine de discontinuitate*

În dreptul unei secțiuni $\alpha = \alpha'$ cu o discontinuitate de încărcare cele patru funcții $\psi_1(\beta)$,

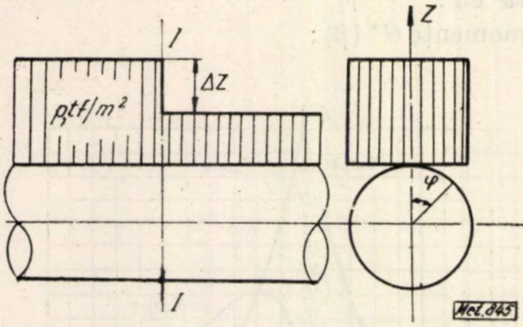


Fig. 6. Discontinuitatea de încărcare.

$\psi_2(\beta)$, $\psi_3(\beta)$, $\psi_4(\beta)$ sînt date de formulele :

$$\begin{aligned}
\psi_1 &= \frac{1}{4}\,\frac{\sqrt{2hR}}{\sqrt[4]{3(1-\mu^2)}}\,(R^2\Delta Z' - \mu R\,\Delta X) - \\
&\quad - \frac{1}{2}\,R^2\Delta Z\,; \\
\psi_2 &= \frac{1}{4}\,\frac{\sqrt{2hR}}{\sqrt[4]{3(1-\mu^2)}}\,(R^2\Delta Z' - \mu R\,\Delta X)\,; \\
\psi_3 &= \frac{1}{4}\,\frac{\sqrt{2hR}}{\sqrt[4]{3(1-\mu^2)}}\,(R^2\Delta Z' - \mu R\,\Delta X) + \\
&\quad + \frac{1}{2}\,R^2\Delta Z\,; \\
\psi_4 &= -\,\frac{1}{4}\,\frac{\sqrt{2hR}}{\sqrt[4]{3(1-\mu^2)}}\,(R^2\Delta Z' - \mu R\,\Delta X),
\end{aligned} \tag{32}$$

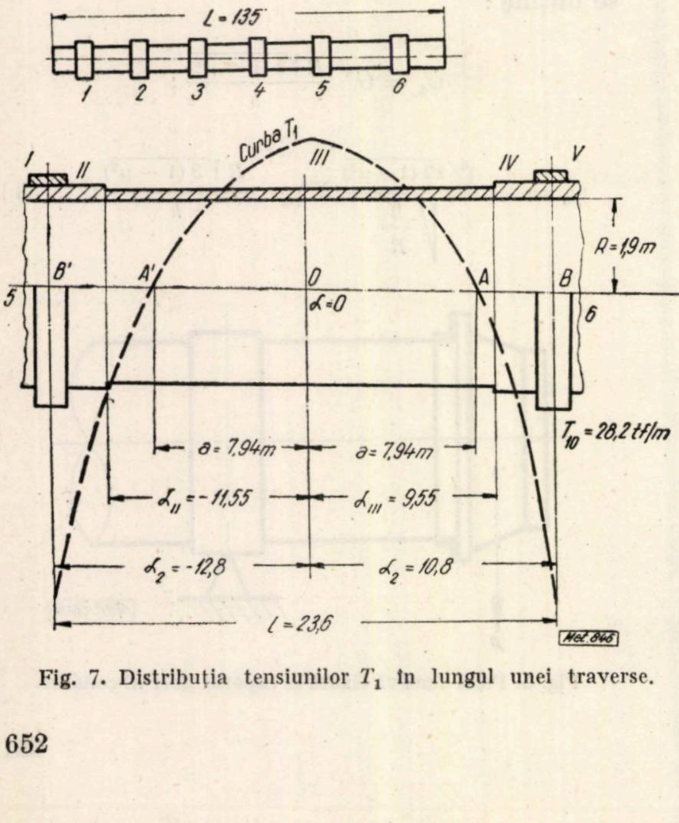


Fig. 7. Distribuția tensiunilor T_1 în lungul unei traverse.

în care :

$$Z = -\,p\cos\varphi\,;\ \Delta Z = -\,\Delta p\cos\varphi\,;\ \Delta Z' = \frac{\partial \Delta Z}{\partial \alpha}$$

$$Y = \quad p\sin\varphi\,;\ \Delta X = \quad 0,$$

p fiind încărcarea pe unitatea de suprafață a proiecției orizontale a corpului, iar

$$\Delta p = p\,|_{\alpha'+0} - p\,|_{\alpha'-0}\,.$$

După determinarea funcțiilor $\psi_1 - \psi_4$ se calculează astfel :

pentru zona $\alpha - \alpha' < 0$, se folosesc formulele (21) ;

pentru zona $\alpha - \alpha' > 0$, se folosesc formulele (22).

5. Exemplu de calcul

În exemplul de calcul [9] s-au determinat eforturile de membrană din corpul cuptorului. În exemplul de calcul care urmează se determină eforturile secundare datorite efectului de contur al inelului de rulare de la reazemul nr. 5 (fig).

Eforturile secundare $G_1^{(EM)}$, $G_2^{(EM)}$, $N_1^{(EM)}$, $T_2^{(EM)}$ sînt date de formulele (27) în care $\alpha = \alpha_0$.

În această secțiune, calculînd cu ajutorul teoriei de membrană [9], se obține :

$$T_1^{(\delta)} = 54{,}8\ \text{tf/m}\,;\ T_2^{(\delta)} = 2{,}25\ \text{tf/m}.$$

Înlocuind aceste valori în ecuația (27) se obține :

$$\begin{aligned}
T_2^{(EM)} &= 16{,}3\ \text{tf/m}\,; \\
G_1^{(EM)} &= 0{,}27\ \text{tfm/m}\,; \\
G_2^{(EM)} &= 0{,}09\ \text{tfm/m}\,; \\
N_1^{(EM)} &= 1{,}16\ \text{tf/m}.
\end{aligned}$$

Rezistențele totale :

În sensul axial rezistențele sînt:

$T_1^{(\delta)} = 54{,}8$ tf/m ; $\sigma_1^{(\delta)} = 100$ kgf/cm² ;

$G_1^{(EM)} = 0{,}27$ tfm/m $\sigma_1' = \dfrac{G_1^{(EM)}}{W} = 54$ kgf/cm²

$$\sigma_{1_{TOT}} = \sigma_1^{(\delta)} + \sigma_1^1 = 154\ \text{kgf/cm}^2$$

În sensul transversal rezistențele sînt:

$T_2^{(\delta)} = 2{,}25$ tf/m ; $\sigma_2^{(\delta)} = 4{,}1$ kgf/cm²

$T_2^{(EM)} = 16{,}30$ tf/m $\sigma_2' = 29{,}7$ kgf/cm²

$G_2^{(EM)} = 0{,}09$ tf/m $\sigma_2'' = 18$ kgf/cm²

$$\sigma_{1_{TOT}} = \sigma_2^{(\delta)} + \sigma_2' + \sigma_2'' = 51{,}8\ \text{kgf/cm}^2.$$

Se constată că, datorită efectului de contur, efortul maxim în sensul axial a crescut de 1,54 ori iar în sensul transversal de 12 ori faţă de cele obţinute numai prin aplicarea teoriei de membrană.

6. Concluzii

Din studiul teoretic rezultă că în apropierea liniilor de discontinuitate tensiunile — atît cea axială cît şi cea transversală — cresc, creşterea acesteia din urmă fiind deosebit de importantă. Experienţele şi practica exploatării confirmă că în apropierea liniilor de perturbaţie ale reazemelor, acolo unde momentele încovoietoare şi forţele tăietoare au valori ridicate, apar tensiuni mari şi deformaţii însemnate ale secţiunilor transversale. În schimb, în partea centrală a traveelor starea de solicitare este cea de membrană şi ovalizările corpului sînt aproape nule.

Efectul de contur are valori reduse în apropierea liniilor de perturbaţie produse de variaţia grosimii tablelor şi de discontinuitatea încărcării (variaţia grosimii căptuşelii refractare).

Problema calculului de rezistenţă al cuptoarelor rotative încă nu poate fi considerată complet rezolvată; mai sînt necesare încă unele dezvoltări în ceea ce priveşte determinarea stării de solicitare în zona forţelor concentrate şi în jurul decupărilor, repartiţia tensiunilor termice etc. În lucrarea [8], apărută recent, se face o analiză amănunţită a stării de solicitare din zona inelelor de rulare.

În general, lucrările teoretice apărute în ultima vreme cuprind unele ipoteze referitoare la condiţii de limită, condiţii de conlucrare între manta şi căptuşeala refractară etc.

Este foarte important să se facă completarea acestor lucrări prin verificări experimentale compuse din măsurări tensometrice şi de deformaţii în diferite puncte ale corpului cuptorului rotativ. Astfel de măsurări se pot efectua pe noile cuptoare de 4 m diametru şi 150 m lungime cu care se echipează fabricile noastre de ciment.

Bibliografie

1. *Wingerler F.* ,,Die Berechnung der Drehöffen"-VDI, Bd 87 nr. 27/28, 1943.
2. *Goldenveizer Al.* ,,Teoria tonkih uprughih obolocek", Gos. Izd. tehnico-teoreticeskoi literaturî, 1953.
3. *Novojilov V. V.* ,,Teoria tonkih obolocek". Sudpromghiz, 1951.
4. *Boganov A. I.* ,,Mehaniceskoe oborudovanie ţementnîh Zavodov", Gospromstroizdat, 1955.
5. *Kantorovici Z. B.* ,,Maşinî himiceskoi promîşlennosti", Maşghiz, 1957.
6. *Rosenblad R.* ,,Radiale Deformation der Drehofenmäntel", ZKG, nr. 4, 1954.
7. ,,Trudî" — Niiţement-Promstroiizdat, 1957.
8. *Visarion V.* ,,Elemente pentru calculul plăcilor curbe subţiri elastice", Ed Acad. R.P.R., 1961.
9. *Vasiliev G. şi Cunescu Radu.* ,,Calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative, bazat pe teoria plăcilor curbe subţiri", Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 12, 1961.

Documentare

Date comparative şi aprecieri privind folosirea gazului natural în furnal. Cercetările din ultimul timp şi aplicaţiile industriale tot mai numeroase au confirmat valoarea gazului natural atît ca agent de combustie, cît şi mai ales de reducere.

În prezent, există o părere unanimă privind utilitatea acestui gaz în procesul de furnal, mai ales sub raportul micşorării consumului de cocs şi al măririi productivităţii furnalelor.

În U.R.S.S., în problema folosirii gazului natural în furnal s-a ajuns la rezultate excepţionale.

Astfel sînt zeci de furnale încălzite cu gaz natural şi cu insuflare cu adaos de oxigen, urmînd ca alte unităţi să fie adaptate pentru acest procedeu. S-a constatat că folosirea acestei tehnologii asigură reducerea consumului de cocs cu aproximativ 16% şi creşterea productivităţii cu 2,6–5%.

Majoritatea aplicaţiilor de insuflare tind spre injectarea gazului natural prin gurile de vînt, pe unde se insuflă atît vîntul cît mai încălzit, cît şi eventual oxigenul de adaos.

În figura 1 se prezintă schemele mai des folosite privind insuflarea gazului natural prin gurile de vînt.

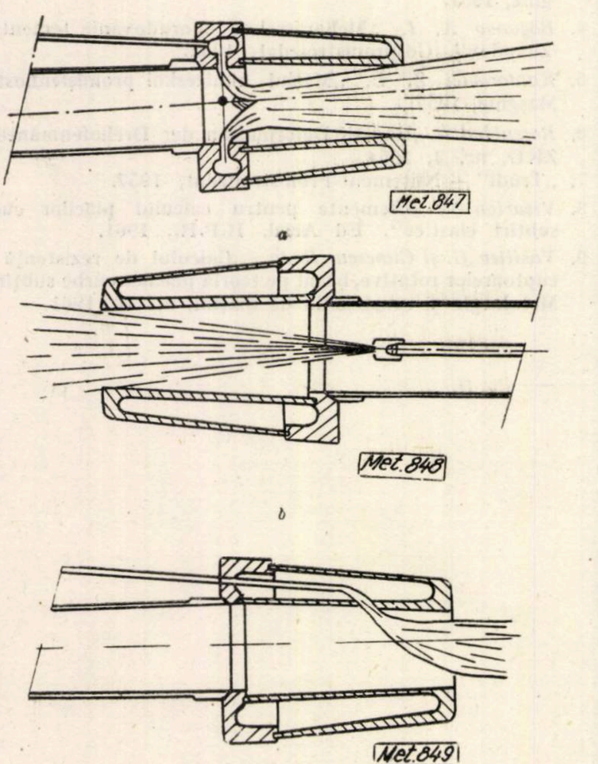


Fig. 1 Schemele sistemelor de insuflare a gazului natural: *a* — sistem folosit în U.R.S.S.; *b* — sistem folosit în S.U.A.; *c* — sistem folosit în Franţa.

Tehnica insuflării gazului natural prin gurile de vînt se bazează pe următoarele considerente:

1) Căldura necesară disociaţiei gazului natural este luată tocmai din zona cu exces de căldură. După B. Starşinov, procesul în sine se poate desfăşura din punct de vedere termic fără abateri sensibile.

2) Carbonul funingine rezultat este foarte activ, se gazeifică cu uşurinţă în mediul din vecinătatea gurilor de vînt, iniţiind procesul reducerii oxizilor de fier nereduşi pînă la acea zonă. Astfel, se evită formarea carbonului de depunere în dreptul unor zone sub 1 000°C, unde gazeificarea este mai dificilă.

3) Hidrogenul rezultat are o viscozitate de două ori mai mare şi o conductibilitate termică de şapte ori mai mare decît a altor gaze. Aşa fiind, rezultă deci o ameliorare simţitoare în randamentul schimbului de căldură şi o mai bună pătrundere a gazului reducător în porii minereului sau aglomeratului.

4) Gazul natural folosit nu conţine sulf, fapt deosebit de important pentru posibilităţile sale de întrebuinţare.

În tabela 1 se dau date comparative privind rezultatele obţinute în diferite ţări.

Tabela 1

Nr. crt.		Data începerii experienţelor	Data introducerii în industrie	CH_4 introdus în vînt	Reducere consum de cocs
1	U.R.S.S. 1)	1957	1957	–	10–16%
2	R.P.R.	1959	1960	3–5% din cantitatea aerului insuflat	100–150 kg/t fontă
3	S.U.A.	1959	1960	5%	30%
4	Franţa 2)	–	–	81 Nm^3/t fontă	17% t/fontă
5	R.F.G.	–	–	–	155 kg/t fontă
6	Canada 3)	1959	1960	145 Nm^3/t fontă	30%
7	R.F.G. 4)	1960	1960	1–6% din cantitatea aerului insuflat	24 kg/t fontă
8	S.U.A. 5)	1960	1960	3% din cantitatea aerului insuflat	17%

Notă explicativă

1) Consumul specific util de CH_4 pentru fonta de afinare reprezintă 100–121 Nm^3/t.

Consumul specific util de CH_4 pentru fonta de turnătorie reprezintă 74–90 Nm^3/t.

Consumul de cocs pentru tona de fontă de turnătorie s-a micşorat cu 5–8%.

Consumul de cocs pentru tona de fontă fosforoasă s-a micşorat cu 15–18%.

La elaborarea fontei de turnătorie cu gaz natural s-au folosit 60 Nm^3/t, utilizînd în acelaşi timp aer îmbogăţit pînă la 22,5% oxigen.

2) Producţia zilnică a furnalelor a crescut cu 14%, ajungînd de la 163 la 186 t.

3) Debitul de vînt nu se măreşte; funcţionarea furnalului în condiţii obişnuite se făcea pentru o temperatură a aerului egală cu 826°C, consumul de cocs reprezentînd 0,742 t/t fontă. Adăugîndu-i-se 7% CH_4 vîntului insuflat şi încălzit la 1 300°C, consumul de cocs s-a micşorat pînă la 0,486 t/t fontă, păstrîndu-se în continuare mersul normal al furnalului.

4) Consumul specific de cocs la un adaos între 1–6% CH_4 se micşorează cu 24 kg/t fontă brută pentru fiecare procent de CH_4 introdus.

5) Pentru fiecare procent de gaz natural adăugat vîntului insuflat este necesară o creştere a temperaturii cu 60°C. Cheltuielile de producţie se micşorează cu 15–17%.

M. Ispas

Introducerea cărămizilor fasonate pentru grătarele cauperelor. Ogneupori, nr. 1, 1962, pag. 5–8. Pentru a face faţă la temperaturi de insuflare de ordinul 1 200°C şi pentru ridicarea randamentului cauperelor este necesar ca, paralel cu folosirea de materiale suprarefractare, să se schimbe forma cărămizilor pentru grătare, pentru a se mări suprafaţa de încălzire a cauperelor.

În acest scop se propune folosirea unei noi forme de cărămidă pentru grătar. Această cărămidă experimentală s-a confecţionat de două calităţi şi anume: cărămidă de şamotă cu 36–39% conţinut de Al_2O_3 şi cu conţinut înalt de 45–50% Al_2O_3.

Cărămida de şamotă s-a confecţionat de două clase: A şi B. Şamota cu capacitatea de absorbţie a apei de 4,5–6% din argilă LT-2, arsă în cuptoare verticale cu cuvă, s-a folosit pentru confecţionarea cărămizilor pentru caupere de clasa A; şamota cu capacitatea de absorbţie a apei de 8–11% din argile LTIPK, LT2PK şi LTU s-a folosit pentru producţia cărămizilor de clasa B.

Compoziţia granulometrică a şamotei a fost: 3% peste 3 mm, 59 ± 5% de 3–0,5 mm, 38 ± 5% sub 0,5 mm. Ca liant s-au folosit argile LT1 şi LT2 cu maximum de 1% granule peste 1 mm şi minimum 70% granule sub 0,5 mm.

Masa s-a amestecat într-o moară de fărîmițare timp de 5–7 min, după care produsul a fost presat. Greutatea volumetrică a cărămizii crude din produsele de clasa A este minimum de 2,15 g/cm³ și de 2,00 g/cm³ pentru produsele de clasa B.

Cărămizile crude s-au uscat în uscătorii tunel pînă la umiditatea remanentă de 1,0–2,5%, arderea făcîndu-se în cuptoare tunel la temperatura de 1 420–1 460°C, cu o capacitate de producție de 16–19 vagonete pe schimb de lucru.

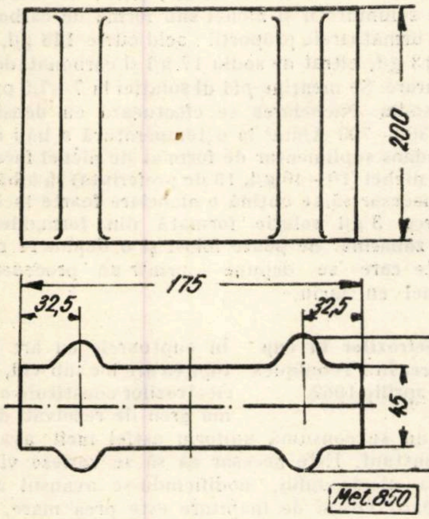


Fig. 1. Cărămida de calitate K–2N.

Cărămida cu conținut înalt de alumină s-a executat folosind ca liant argila LT1, iar ca degresant șamota din argila LT1 și alumină tehnică măcinată. Compoziția granulometrică a șamotei : 2% peste 4 mm, 10–20% de 4–2 mm, 28–35% sub 0,5 mm, din care 12% sub 0,088 mm.

Amestecul s-a format în moara de fărîmițare urmînd succesiunea următoare : în cupa morii s-a încărcat șamotă și alumină, care s-au amestecat în stare uscată timp de 1,5–2 min ; amestecul obținut s-a umezit cu zgură de la topirea cuptorului și s-a amestecat din nou timp de 2 min ; după aceasta s-a adăugat argila și s-a amestecat încă 3 min. Umiditatea amestecului este de 5,5–6,5%.

Presarea produselor s-a făcut cu ajutorul preselor SM-143. Greutatea volumetrică a cărămizii crude este de 2,25–2,29 g/cm³. Rebutul cărămizilor crude cu defecte nu a depășit limita de 1–2%. Uscarea produselor s-a efectuat în uscătorie tunel pînă la umiditatea remanentă de 1–2%, iar arderea, în cuptorul tunel al secției nr. 4 la temperatura de 1 480–1 500°C cu o capacitate de producție de șase vagonete pe schimb de lucru.

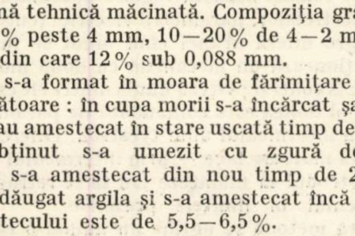


Fig. 2. Schema de zidărie a cărămizii K–2N la grătarele cauperelor.

Cărămida de grătar se confecționează de calitatea K–2N (fig. 1). Calculele prealabile au arătat că folosirea acestei cărămizi permite sporirea suprafeței de încălzire a cauperelor prin mărirea dimensiunii celulelor de la 45 mm la 60 mm latura, fără schimbarea dimensiunilor de gabarit. Experiența a demonstrat că, prin simplificarea formei cărămizii, se ușurează presarea ei, cresc productivitatea muncii și calitatea producției.

Probleme ale epurării gazului de furnal. B. S. Beleavskii, Stal, nr. 12, 1961, pag. 1 142

Problemele de tehnologie a epurării gazului de furnal și de proiectare a agregatelor de epurare a gazelor sînt deosebit de actuale pentru noile condiții de funcționare a furnalelor. În prezent, în tehnica epurării gazelor de furnal, se dezvoltă două orientări de bază :

a) epurarea fină a gazului de furnal cu electrofiltre montate după scruberul de înaltă presiune cu tuburi Venturi, cu instalație ulterioară de grup de strangulare după electrofiltre (schema institutului Ghiprogazoocistka) ;

b) epurarea gazului de furnal fără electrofiltre conform schemei : scruber de înaltă presiune — tuburi Venturi — grup de strangulare stropit cu apă (practica uzinelor).

Experiența acumulată de funcționarea instalațiilor de epurare a gazelor cu presiunea ridicată a gazelor oferă posibilitatea de apreciere a acestor două sisteme. Institutul Ghiprogazoocistka în proiectele sale prevede instalația de electrofiltre astfel, cum acestea apar necesare în cazul folosirii în viitor a unei turbine de expansiune pentru utilizarea energiei gazului comprimat care se pierde în grupul de strangulare.

Uzinele metalurgice însă, în cazul construcției de instalații de epurare a gazelor, renunță la instalațiile de electrofiltre din cauza lipsei de experiență a funcționării turbinelor de expansiune, precum și din cauza economiei de investiții și pentru reducerea cheltuielilor de exploatare.

În cazul funcționării furnalelor cu presiune ridicată, gazul de furnal se epurează totdeauna în grupul de strangulare pînă la un conținut de praf de minimum 10 mg/Nm³. Durata de funcționare însă a furnalelor cu presiunea joasă a gazelor nu trece de 1–3% din totalul timpului. În aceste condiții nu este rațional să se construiască electrofiltre în sistemele de epurare a gazelor pînă la obținerea de rezultate satisfăcătoare în folosirea industrială a turbinelor de expansiune.

Este necesar, totuși, ca în sistemele de epurare a gazelor să se rezerve loc pentru construcția posibilă în viitor de electrofiltre.

La uzina Azovstal în cazul construcției instalațiilor de epurare a gazelor la noile furnale cu suprapresiune s-a renunțat la instalația de electrofiltre. Schema de epurare a gazelor a fost simplificată și pentru fiecare furnal s-a lăsat cîte un scruber de înaltă presiune cu diametrul de 8 000 mm, cu trei tuburi Venturi paralele, avînd diametrul de 450 mm la gît și un grup de strangulare în conformitate cu proiectul tip al institutului Ghiprogazoocistka.

Sistemul de stropire a scruberului este prevăzut cu 168 de ajutaje de evolventă, montate pe patru nivele (cîte 42 ajutaje), iar colectorul fiecărui nivel este amplasat în interiorul scruberului. Scruberul se răcește cu apă de mare în ciclu deschis ; apa cu nămol se evacuează prin vane hidraulice dirijate în camere exterioare cu flotor. Regimurile de lucru ale scruberului sînt arătate în tabela 1 din original.

În aceste regimuri, scruberul funcționează extrem de instabil ; conținutul de praf al gazului de furnal după scruber oscilează de la 100 pînă la 1 100 mg/Nm³. Cauza acestei funcționări, după cum se vede, provine de pe urma presiunii scăzute a apei la ieșirea din ajutaje (2,5–7,5 m coloană de apă), ceea ce se explică, în cazul unui consum de apă ridicat, prin aceea că în proiect s-a prevăzut un număr mult prea mare de ajutaje de stropire (168 bucăți).

Folosirea ajutajelor de evolventă în scurbere de înaltă tensiune necesită un calcul riguros al numărului rațional de nivele de stropire și pentru distribuția ajutajelor în aceste inele. Ajutajul de evolventă cu orificiu de ieșire cu diametrul de 25 mm asigură o pulverizare suficientă a apei numai în cazul cînd, la ieșirea din ajutaj, presiunea apei este mai mare de 10 m coloană de apă (în legătură cu productivitatea sporită a ajutajului).

În funcție de consumul specific de apă pentru stropirea gazului în scruber și ținînd seama de productivitatea ajutajului se poate calcula numărul de ajutaje şi de nivele de stropire pentru amplasarea lor.

Orientarea, prevăzută de proiect, a ajutajelor de la nivelul superior în jos este de asemenea nepotrivită, deoarece lovirea dintre picăturile de apă întîlnite de la nivelele superior şi inferior are drept urmare comasarea picăturilor de apă, fapt ce înrăutăţeşte contactul apei cu părticelele de praf şi contribuie la reducerea evacuării apei din scruber.

Sporirea evacuării apei din scruber se răsfrînge pozitiv asupra conductelor de evacuare a gazelor (înainte de tuburile Venturi), împiedicînd depunerea noroiului pe pereţii lor.

Diametrul scruberului de 8 000 mm trebuie considerat supradimensionat, ceea ce înrăutăţeşte funcţionarea sa şi apare ca o construcţie costisitoare.

Rezistenţa hidraulică a scurberului nu este mare, circa de ordinul 100 mm coloană de apă, iar viteza gazului reprezintă 0,58 m/s. În cazul vitezei gazului în scruber mai mare de 1 m/s condiţiile de desprăfuire şi de transmitere de căldură se îmbunătăţesc, iar evacuarea apei se măreşte sporind spălarea intensivă a conductelor pentru evacuarea gazelor.

Pentru reducerea consumului de apă în scruber şi pentru îmbunătăţirea funcţionării sale cu ocazia unei reparaţii la furnal s-a redus numărul de ajutaje la scruber de la 168 la 80; nivelul doi de ajutaje s-a demontat, lăsînd la nivelele superior şi inferior cîte 30 ajutaje şi 20 în cel de la mijloc.

Ajutajele de la nivelul superior au fost întoarse cu pulverizatoarele în sus. Colectoarele de la fiecare nivel au fost amplasate în afara scruberului, ceea ce a permis curăţarea ajutajelor din mers.

Ca rezultat al reconstrucţiei consumul de apă în scruber s-a redus de la 1 500 la 1 000 m^3/h (consumul specific de apă de la 6,05 la 4 l/Nm^3). Concomitent a crescut şi stabilitatea de funcţionare a scruberului: conţinutul de praf după acesta oscila în limitele doar de la 200—300 pînă la 550—580 mg/Nm^3; conţinutul mediu de praf al gazului după scruber s-a redus de la 484 pînă la 361 mg/Nm^3.

CONCLUZII

1. Proiectul tip al scruberului prezintă următoarele lipsuri:

a) diametrul scruberului de 8 000 mm pentru furnalul A este supradimensionat; din cauza vitezelor scăzute ale gazului în scruber se înrăutăţesc condiţiile de captare a prafului şi de transmisie de cădură;

b) mai mult de două ori s-a supracalculat numărul de ajutaje la scruber, ceea ce atrage după sine un supraconsum de apă pentru stropire şi înrăutăţirea parametrilor săi de funcţionare din cauza scăderii presiunii de apă la ieşirea din ajutaje; stropirea cu patru nivele este raţional să fie înlocuită cu trei nivele;

c) distribuţia sistemului de stropire din interiorul scruberului nu este raţională deoarece nu oferă posibilitatea de curăţare şi de schimbare a ajutajelor din mers.

2. *Pînă la instalarea turbinei de expansiune, introducerea electrofiltrelor în sistemul de epurare a gazului de furnal nu este raţională.* Epurarea gazului de furnal, conform schemei scruber— tub Venturi — grup de strangulare s-a constatat suficient de sigură în exploatarea de lungă durată (în condiţii de funcţionare a furnalelor la presiune scăzută doar de 1—3% din totalul timpului). Conţinutul remanent de praf al gazului nu trece de 10 mg/Nm^3.

Procedeu de nichelare directă a formelor confecţionate din aliaje de zinc. În : Tehniques mondiales, martie, 1962. Procedeul obişnuit de nichelare a formelor confecţionate din aliaje de zinc constă în a depune un strat de cupru pe pereţii formei, care se acoperă apoi cu un strat de nichel; acest procedeu prezintă însă dezavantaje, astfel încît s-au propus diferite metode pentru a suprima stratul de cupru depus în prealabil. Una dintre cele mai interesante metode elaborate în acest scop constă în folosirea unei băi de sulfat de nichel cu adaosuri de acid citric, săruri de sodiu (pirofosfat, bisulfit, citrat şi clorură) şi amoniac pentru a se menţine *p* H-ul soluţiei între 7,5 şi 9 (mai mare decît acela al băilor de săruri folosite în general). Folosirea acestei băi provoacă însă eforturi în stratul de nichel depus, iar calitatea lui nu este corespunzătoare deoarece amoniacul împiedică precipitarea zincului.

S-a efectuat o serie de încercări şi s-a elaborat o formulă mai bună a băii de nichelare, pe bază de citrat de nichel care se alcalinizează cu un oxhidru de metal bazic care serveşte şi ca generator de nichel şi pentru a menţine solubilitatea sursei alcaline; se mai adaugă clorură de nichel pentru îmbunătăţirea rezistenţei la coroziune, citrat de sodiu pentru menţinerea solubilităţii şi nichel sub formă de carbonat. Se recomandă următoarele proporţii: acid citric 148 g/l, clorură de nichel 13 g/l, citrat de sodiu 17 g/l şi carbonat de nichel pînă la saturare. Se menţine *p*H-ul soluţiei la 7—7,5 printr-un adaos de sodiu. Nichelarea se efectuează cu densităţi de curent de 300—700 A/dm^2 la o temperatură a băii de circa 60°C. Un adaos suplimentar de formiat de nichel face ca depunerea de nichel (10—40 g/l, 13 de preferinţă) să aibă luciu; dacă este necesar să se obţină o nichelare foarte lucioasă se adaugă circa 3 g/l soluţie formată din formaldehidă şi 0,2—1 g/l zaharină. Se poate folosi şi o depunere mată de nichel peste care se depune — printr-un procedeu obişnuit — nichel cu luciu.

Avansul electrozilor în cuptoarele cu arc. În : Tehniques mondiales, aprilie 1962. În cuptoarele cu arc în care topirea are loc sub vid, avansul electrozilor constituie o problemă greu de rezolvat, deoarece electrodul nu se consumă uniform astfel încît avansul să poată fi constant. Este necesar ca să se varieze viteza de înaintare a electrodului, modificîndu-se avansul acestuia deoarece, dacă viteza de înaintare este prea mare, rezultă o scurtare excesivă a electrodului, iar dacă este prea mică, arcul ar putea atinge pereţii creuzetului.

S-au propus mai multe metode pentru a regla rapid şi precis lungimea arcului.

Aceea care dă cele mai bune rezultate constă în a folosi chiar variaţia arcului pentru a regla avansul.

Pentru a se realiza această reglare automată a vitezei de înaintare a electrozilor, parametrii electrici (curent, tensiune) ai arcului, care diferă atunci cînd arcul se lungeşte sau se scurtează, acţionează un mecanism cu două motoare care se învîrtesc în sens contrar; viteza unuia dintre ele este constantă, iar a celui de-al doilea este comandată de parametrii electrici ai arcului prin intermediul unui tyratron. Diferenţa de viteză între cele două motoare face — prin intermediul unui diferenţial — ca electrodul să înainteze sau să se retragă, menţinînd lungimea arcului în limitele prescrise.

Prin această metodă se obţine nu numai o reglare precisă a electrodului atunci cînd este prea apropiat sau prea depărtat de baia lichidă, ci şi o topire continuă şi uniformă în timpul căreia lungimea arcului nu variază brusc.

Un nou mediu de călire a oţelurilor. În : Tehniques mondiales, martie, 1962. Pentru a se îmbunătăţii condiţiile de călire a oţelurilor s-au efectuat încercări folosind diferite medii de răcire. S-a constatat că o soluţie de alginat de sodiu — de concentraţia 0,1 şi 0,5% în greutate — produce răcirea cu viteză optimă.

Astfel s-a constatat că oţelurile cu conţinut redus de carbon şi cele aliate, călite la o temperatură de 700—1 000°C s-au răcit în condiţii optime într-o soluţie de apă cu 0,5% alginat de sodiu; în această baie de călire se mai adaugă o mică cantitate (0,05% în greutate) de metafosfat de sodiu, pentru a se evita formarea alginatului de calciu (dacă apa nu conţine săruri de calciu, acest adaos este inutil).

S-au efectuat încercări pentru a se compara călirea în această soluţie cu aceea în apă, folosindu-se epruvete (de 38 mm diametru şi 125 mm lungime) dintr-un oţel aliat confecţionat cu 0,3% C, 1,5% Mn şi 0,3% Mo; aceste epruvete s-au încălzit la 850°C şi apoi s-au călit într-o baie formată din această soluţie la 23°C. După răcire s-a măsurat duritatea în centrul epruvetelor şi la suprafaţa lor. S-a constatat că duritatea suprafeţei, în cazul călirii în apă, este mai mare cu 12,70% decît aceea măsurată în centrul epruvetei, cu 9,2% mai mare atunci cînd călirea s-a efectuat într-o soluţie care conţine 0,2% alginat de sodiu şi cu 5,4 şi 5,2% atunci cînd soluţia în care s-a efectuat călirea conţine 0,3, respectiv 0,4% alginat de sodiu.

Băi de placare electrolitice cu luciu În : Tehniques mondiales, martie 1962.

Pentru a se obţine acoperiri metalice cu luciu se folosesc băi de săruri care conţin, în general, săruri metalice (sulfaţi, cloruri, percloraţi, borofloururi etc.), acizi liberi (acid boric, citric etc.), precum şi adaosuri de săruri organice cu scopul de a se obţine luciul dorit, de a face metalul de acoperire mai ductil şi de a preveni porozităţile şi formarea băşicilor de hidrogen. Dozări atît de complexe se menţin destul de greu ; procedeul se simplifică prin folosirea unor adaosuri complexe, formate din compuşi electrolitici cu cinci atomi, dintre care doi sau trei de azot şi ceilalţi de carbon, dintre care cel puţin unul este legat numai cu oxigenul cu sau fără şiruri laterale.

Dintre aceşti compuşi se citează uramila, uracila, acidul uric sau pseudouric, tiamina, derivate ale acidului cianuric şi izocianuric, tioluramina etc. Efectul dorit se obţine prin adăugarea unor cantităţi foarte mici din aceste produse.

Un exemplu de formulă a unei băi cu care se poate obţine o nichelare foarte lucioasă la temperaturi de 20—60°C, folosind densităţi de curent pînă la 10 A/dm^2 este 220 părţi (în greutate) sulfat de nichel, 50 părţi clorură de nichel, 40 părţi acid boric, 0,1—1 părţi tioluramină, 1 parte derivaţi urici şi 0,2 părţi sulfat de lamyl.

Asupra mecanismului sinterizării carburilor de titan. În : Tehniques mondiales, aprilie, 1962.

Sinterizarea este o operaţie infuenţată de mai mulţi factori complecşi : reducerea tensiunilor interne, degajarea incluziunilor de gaz, modificări ale legăturii dintre particule în urma proceselor de difuzie, de condensaţie şi de evaporare. Pentru a se studia aceste fenomene, s-a întreprins în Japonia o serie de cercetări asupra mecanismului sinterizării, măsurînd variaţiile electrice ale unui aglomerat din carbură de titan şi studiind influenţa anumitor adaosuri de carburi (carburi de crom şi carburi complexe de tantal, niobiu, titan) şi de metale (nichel, cobalt, crom) folosite ca liant.

Rezultatele acestor încercări, efectuate la o gamă de temperaturi de la temperatura ambiantă pînă la 1 450°C, arată că rezistenţa electrică variază pronunţat între 200 şi 750°C, arătînd că în acest stadiu ,,sinterizarea primară" rezultă din degajarea incluziunilor de gaz, din reducerea tensiunilor interne şi dintr-o legătură mai strînsă între particule. Peste 800°C, difuziunea joacă un rol predominant pînă la saturaţie care se produce la o temperatură mai mare decît 1 200°C.

Cea mai mare rezistenţă electrică s-a înregistrat în cazul folosirii lianţilor de nichel, cea mai scăzută folosind lianţi de cobalt. Menţinîndu-se temperatura la peste 1 300°C, s-a observat că această rezistenţă creşte, datorită solubilităţii carburii în liantul metalic.

Păstrarea substanţelor gazoase în gheaţă. În : Tehniques mondiales, martie 1962.

În general, gazele folosite în mod curent în industrie şi laboratoare sînt păstrate sub presiune în recipienţi cu pereţi groşi ; acest mod de păstrare nu este nici simplu, nici economic.

De curînd în S.U.A. s-a pus la punct un procedeu nou prin care se pot păstra volume mari de gaze la presiunea atmosferică. Acest procedeu constă în a folosi un recipient de gheaţă în care gazul se păstrează la 0—14°C la presiunea atmosferică şi poate fi uşor folosit la momentul dorit.

Gazele care pot fi păstrate în acest mod sînt : acidul carbonic, oxidul de carbon, hidrogenul sulfurat, clorura de metil, clorul, heliul, neonul, argonul şi criptonul.

Se introduce gazul în apă, cu o presiune de 10 — 40 kgf/m^2 într-un recipient menţinut la temperatura de congelare ; această operaţie se prelungeşte după cantitatea de gaz care se încorporează în gheaţă, 50—90 ml/g de gheaţă pentru oxidul carbonic, de exemplu. Această apă în care s-a introdus gazul care se păstrează îngheaţă de obicei între 4 şi 8°C ; gheaţa este uscată şi gazul poate fi eliberat atunci cînd această gheaţă se topeşte, de exemplu în apă. Această gheaţă poate fi păstrată timp de 5 luni la —10°C într-un refrigerator, fără a pierde gazul pe care îl conţine.

Rezistenţa la temperaturi foarte joase a aliajelor aluminiu-magneziu În : Materials in Design Engineering, noiembrie 1961.

În S.U.A. s-a efectuat o serie de încercări pentru a stabili rezistenţa la temperaturi foarte joase a aliajelor de aluminiu-magneziu din seria 5 000 comparată cu aceea a oţelurilor inoxidabile 304. S-a constatat că pe măsură ce temperatura scade (pînă la — 250°C), rezistenţa acestor aliaje creşte, ca şi aceea a oţelului inoxidabil. Nu s-a constatat nici o trecere între starea ductibilă şi cea casantă ; toate aliajele prezintă o bună ductibilitate.

Pe măsură ce temperatura scade, rezistenţa lor creşte pînă la —200°C, apoi scade puţin pentru anumite aliaje, iar pentru altele creşte în continuare. S-a constatat că toate epruvetele crestate au o rezistenţă mai mare la —250°C decît la temperatura ambiantă. Rezistenţa epruvetelor sudate (fără crestătură) este mai mică decît aceea a metalului de bază ; raportul între rezistenţa metalului din îmbinare şi aceea a metalului de bază este mai mare pentru aliajele uşoare studiate decît pentru oţelul inoxidabil 304 la epruvetele necrestate ; pentru epruvetele crestate, fenomenul este invers.

Tratarea metalelor la temperaturi foarte joase În: Machine Design, septembrie, 1961.

Această nouă metodă de tratare a metalelor constă în a răci piesa, de exemplu un recipient de presiune confecţionat prin sudare, cu azot lichid, apoi a-l supune la o presiune interioară. Acest tratament măreşte mult rezistenţa şi ductilitatea structurilor sudate ; prin aceasta se micşorează costul de fabricaţie al pieselor confecţionate din oţel inoxidabil şi al tratamentului termic al oţelurilor slab aliate.

Astfel, rezervoare confecţionate din oţel inoxidabil 301 supuse la un astfel de tratament au prezentat următoarele caracteristici ale oţelului ; o rezistenţă mărită de la 7 000 la 18 000 kgf/cm^2, deci cu 11 000 kgf/cm^2 şi o limită elastică de 28 000 kgf/cm^2. Acest oţel inoxidabil se poate astfel trata în bune condiţii — mai bune se pare decît oţelurile 302 şi 304. Experienţele în curs de efectuare asupra aplicării acestui tratament la titan şi molibden dau bune rezultate. Avantajul acestui tratament faţă de celelalte tratamente la temperaturi joase, ale căror efecte sînt compromise în mare măsură printr-o sudare ulterioară, constă în faptul că se aplică structurilor în prealabil sudate, deci cusăturile sudate profită de tratamentul termic în aceeaşi măsură ca şi metalul de bază.

Recipientele de presiune care sînt tratate prin acest procedeu sînt fabricate la cote mai mici decît dimensiunile necesare, apoi sînt aşezate în interiorul unei matriţe într-o cameră cu azot lichid ; recipientul se umple apoi cu azot lichid sub presiune, de îndată ce a fost răcit pînă cînd pereţii lui iau astfel exact dimensiunile matriţei, apoi se goleşte de azotul lichid şi se scoate din matriţă. Operaţia se efectuează de obicei într-o groapă acoperită.

Ciment pentru cărbuni şi grafit. În : Tehniques mondiales, aprilie 1962.

Pentru a îmbunătăţi îmbinările plăcilor de cărbune sau ale barelor de grafit folosite ca electrozi sau cărămizi de căptuşire a cuptoarelor s-au folosit în general substanţe care conţin lianţi cocsificabili (gudroane sau răşini) amestecate cu o substanţă bună conducătoare de electricitate (praf de cărbune de grafit sau metal) cărora li se dă plasticitatea dorită. Rezultatele obţinute nu sînt însă satisfăcătoare deoarece acest ,,ciment" este adsorbit în mare parte în porozităţile cărbunelui sau grafitului şi pentru că, în timpul cocsificării, îşi micşorează volumul prin volatilizarea substanţelor volatile pe care le conţine, ceea ce poate da naştere la fisuri.

Se ştie că există compuşi ai grafitului, ca acidul şi oxidul grafitic, care se dilată şi se umflă atunci cînd sînt încălziţi ; aceşti compuşi se obţin din grafit şi acid sulfuric concentrat, în prezenţa unei substanţe oxidante, ca acidul azotic sau cloratul de potasiu. Aceşti compuşi s-au folosit ca atare sau sub formă de derivaţi halogeni ai acidului grafitic cu săruri metalice (esteri grafitici), împreună cu diferiţi lianţi. Atunci cînd aceşti compuşi se încălzesc la o temperatură mai mare de 200°C, volumul lor creşte, ceea ce face să crească presiunea de contact dintre elementele îmbinării în interiorul cărora se dilată cimentul. Toţi componenţii grafitici menţionaţi pot fi folosiţi singuri sau amestecaţi cu substanţe bune conducătoare de electricitate; ca lianţi se pot folosi substanţe organice (gudroane, răşini) sau anorganice (silicaţi alcalini) care nu stingheresc dilatarea.

CZ 621.437

Motorul cu piston rotativ Wankel

Motorul cu piston rotativ urmăreşte evitarea maselor în mişcare alternativă (de du-te-vino) ale ambielajului şi ale organelor de comandă, astfel încît, funcţionînd după un ciclu al motoarelor cu piston clasice, să transforme un proces de ardere (detentă) direct într-o mişcare de rotaţie. Mai mulţi inventatori au încercat să rezolve această problemă şi au fost brevetate mai multe soluţii. Pînă în ultima vreme însă nici una din maşinile rotative cu ardere internă nu s-a putut afirma. Noul motor cu pistoane rotative are o carcasă fixă al cărui profil interior este o trohoidă cu două bucle; în interiorul acestei carcase un piston în formă de triunghi cu laturile curbe descrie o mişcare planetară. O trohoidă se formează atunci cînd un punct interior *P* al unui cerc de rulare de raza *R* se rostogoleşte fără frecare pe circumferinţa unui cerc fix de rază *K* (fig. 1). După cum rostogolirea are loc pe partea exterioară sau pe cea interioară a cercului fix se obţin epitrohoide sau hipotrohoide. Fiecare punct în planul cercului de rulare parcurge o trohoidă. Dacă punctul considerat se află pe circumferinţa cercului de rulare, traiectoriile descrise se denumesc epicicloide, respectiv hipocicloide. Dacă punctul considerat se află în interiorul cercului de rulare rezultă trohoide neintersectate; dacă punctul se află în afara circumferinţei rezultă trohoide care se intersectează (nu prezintă interes pentru motoarele cu pistoane rotative).

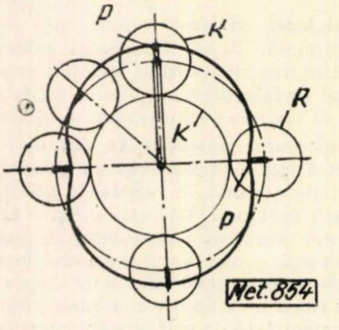


Fig. 1. Generarea epitrohoidei cu două bucle prin rostogolirea cercului de rază *R* pe cercul fix de rază *K*, la un raport $\frac{K}{R} = \frac{2}{1}$.

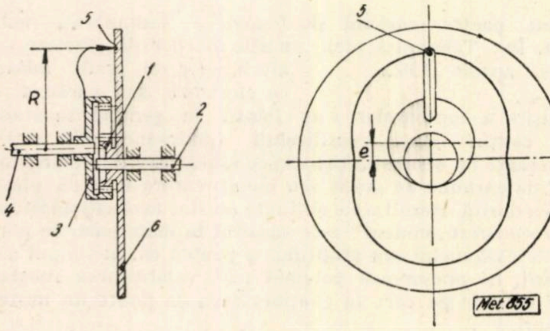


Fig. 2 *a*. Generarea unei hipotrohoide cu două bucle prin rotirea în acelaşi sens a două cercuri cu excentricitatea *e*, cu raportul 2 : 3, punctul *5* aparţinînd cercului cu turaţie mai mare.

Dacă raportul diametrelor (al cercului fix şi al cercului de rulare) este un număr întreg, la fiecare rotaţie rezultă o curbă închisă. Numai aceste forme de trohoide pot fi folosite la motoarele cu pistoane rotative. În figura 2 *a* se arată cum se formează o epitrohoidă cu două bucle. O roată *1* cu dinţare exterioară se roteşte în jurul unui ax *2* fiind angrenată cu o roată cu dinţare interioară *3*. Raportul diametrelor roţilor *1* şi *3* este 2 :3. Coroana cu dinţare interioară *3* se roteşte în jurul axului său *4* cu $\frac{2}{3}$ din turaţia roţii *1*, dar în acelaşi sens. Distanţa între cele două axe *2* şi *4* este excentricitatea *e*. Creionul *5* fixat pe roata cu dinţare interioară *3* la raza *R* trasează — în cursul mişcării mecanismului pe planul de reprezentare *6*, rigid legat cu roata cu dinţare exterioară *1* — o epitrohoidă cu două bucle. Dacă se aleg alte rapoarte între roata cu dinţare exterioară *1* şi coroana cu dinţare interioară *3* se obţin alte forme de trohoide, de exemplu cu trei bucle, cu patru bucle etc.

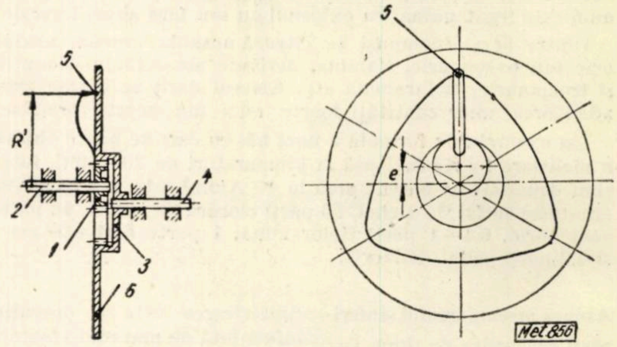


Fig. 2 *b*. Generarea unei epitrohoide cu două bucle prin rotirea în acelaşi sens a două cercuri cu excentricitatea *e*, cu raportul turaţiilor $\frac{2}{3}$, punctul *5* aparţinînd cercului cu turaţia mai mică.

Dacă creionul *5* este dispus pe un braţ *R'* care este legat cu roata cu dinţare exterioară *1*, pe planul de reprezentare *6* — care în acest caz este rigid cuplat cu roata de dinţare interioară *3* — se pot obţine hipotrohoide (fig. 2 *b*) Dacă la unul dintre mecanismele reprezentate în figurile 1 şi 2 s-ar materializa trohoida printr-o bandă îngustă, iar planul pe care se roteşte s-ar vopsi, trohoida ar şterge stratul vopsit obţinîndu-se astfel o curbă-limită (înfăşurătoare) interioară şi exterioară pentru fiecare formă de trohoidă. În figura 3 este reprezentată o epitrohoidă cu două bucle de forma celor din figurile 1 şi 2, precum şi curbele înfăşurătoare interioară şi exterioară. Punctele de vîrf *1*, *2* şi *3* ale celor două curbe înfăşurătoare se află în permanenţă pe trohoidă. Această combinaţie de stator exterior epitrohoid şi de rotor interior a fost folosită de Wankel în construcţia motorului său cu piston rotativ. Raportul $\frac{R}{e}$ prezintă un mare interes în formarea acestor curbe. În cazul epitrohoidei cu două bucle poate fi aleasă o curbă care — asemenea unei elipse — prezintă convexităţi pe toată circumferinţa. La valori mai mici ale raportului $\frac{R}{e}$ se formează trohoide care sînt gîtuite în direcţia axei mici, gîtuire care poate ajunge pînă la un vîrf ascuţit (în cazul epicicloidei).

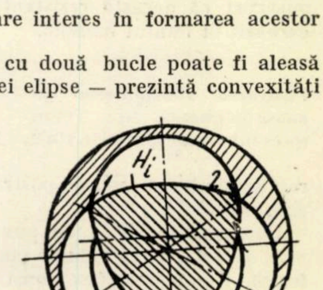


Fig. 3. Epitrohoidă cu două bucle: H_i — curba înfăşurătoare interioară; H_e — curba înfăşurătoare exterioară.

Dacă se face abstracţie de instalaţiile anexe se remarcă trei părţi componente principale: pistonul propriu-zis sau rotorul, carcasa motorului sau statorul şi arborele motor care transmite momentul la maşina de lucru. La acest motor puterea cedată este preluată de arborele excentric *W* (fig.4). Rigid legat cu arborele excentric este excentricul *E* pe care este aşezat rotorul avînd secţiunea în formă de triunghi cu laturi arcuite. Printr-o angrenare formată dintr-o roată cu dinţare exterioară fixată în carcasa motorului şi o coroană cu dinţare interioară (fig. 5) fixată în rotor se obţine un raport de turaţii

2 : 3. În stator sînt prevăzute orificii pentru admisie și evacuare, precum și găuri filetate pentru bujie. De asemenea, în stator sînt prevăzute spațiile pentru răcire. La cele trei laturi ale rotorului sînt prevăzute niște degajări care formează camerele de ardere și de compresiune. Arborele motor, care traversează rotorul și statorul, este situat în axa motorului, respectiv a statorului, și este sprijinit pe doi rulmenți cu bile. La un capăt al arborelui se află montat un volant, iar la celălalt o contragreutate pentru a se asigura echilibrajul dinamic, iar la mijlocul său se găsește excentricul pe care este montat rotorul.

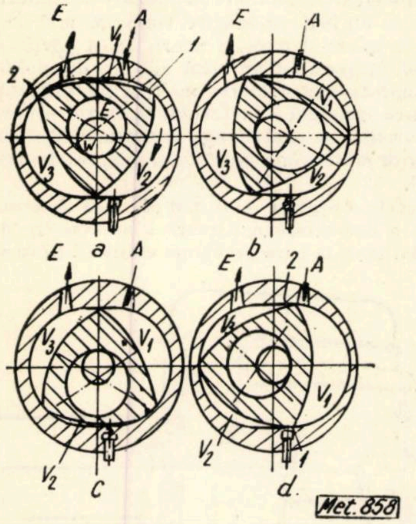


Fig. 4. Distribuția prin ferestre a unui motor în patru timpi cu piston rotativ: *A* — aspirație; *E* — evacuare.

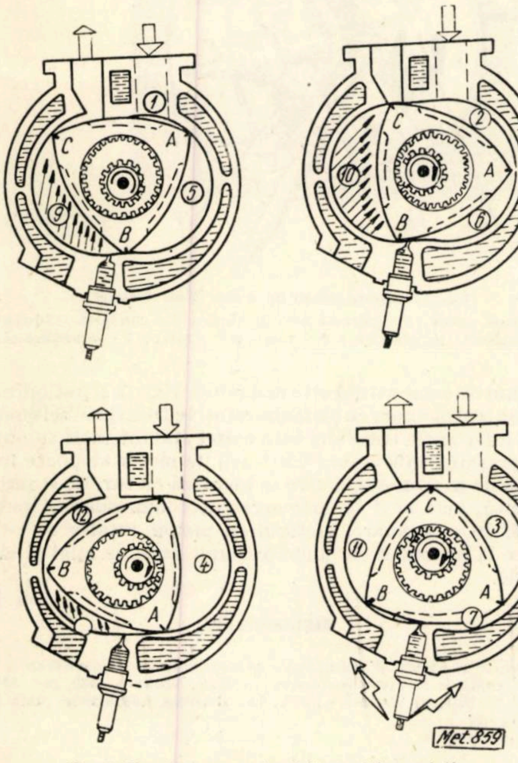


Fig. 5. Funcționarea motorului cu piston rotativ.

Pentru a ilustra mai bine funcționarea acestui motor, în figura 5 se prezintă pistonul rotativ în diferite poziții pe care le poate ocupa în timpul rotației sale. Astfel, în poziția *1* partea *AC* a rotorului amorsează faza de aspirație. Această fază se continuă în *2* și *3* pentru a se termina în *4*. Ajungînd în acest punct rotorul a executat o rotație de 90°, iar arborele motor s-a rotit cu 270° în jurul axei sale. Această diferență de viteză unghiulară se datorește rotației excentrice a rotorului în jurul axei geometrice a arborelui motor, ceea ce face ca acesta din urmă să fie antrenat cu o viteză unghiulară de trei ori mai mare, grație unui contact alunecător permanent al excentricului cu rotorul, respectiv a unei mișcări planetare a rotorului în jurul pinionului dințat fixat în carcasă. Se remarcă de asemenea că săgeata indicată pe pinionul dințat nu se referă la el, căci — după cum s-a arătat — acesta este fixat în carcasă, ci se referă la sensul de rotație al arborelui motor care în figura 5 este reprezentat printr-un cerc înnegrit. În *5* începe faza de compresiune. (Pentru a evita reprezentarea unui mare număr de scheme, partea *BA* a rotorului constituie în realitate partea *AC* lăsată în ultima parte a aspirației în *4*.) Compresiunea continuă în *6* și în *7* unde amestecul carburant aspirat și comprimat este aprins prin intermediul unei bujii. În poziția *8* începe arderea și detenta care continuă în *9* și *10* unde se termină. Urmează apoi evacuarea gazelor în *11*, *12* și *1*.

Avantajele motorului rotativ în raport cu motorul clasic cu piston sînt evidente. Cel mai important este, fără îndoială, acela că, prin eliminarea mișcărilor alternative, poate fi folosit la regimuri ridicate și foarte ridicate, eliminîndu-se total vibrațiile. Motorul de acest tip cu patru rotoare este complet echilibrat, prin însăși construcția lui. Nici în cazul unui motor cu un singur rotor echilibrajul lui nu prezintă dificultăți. La acest motor distribuția se face în condiții foarte bune datorită unui traseu rectiliniu al colectoarelor de aspirație și evacuare, precum și absenței supapelor care au tendința de a întrerupe coloanele de fluid în mișcare, provocînd mișcări oscilatorii ale acestora și intrarea lor în rezonanță, cu efectele ei dăunătoare. Pistonul (rotorul) asigură el singur distribuția motorului, ceea ce duce — în cazul unor secțiuni mari de trecere — la viteze de scurgere a fluidului ridicate, neîntîlnite la cele mai bune motoare cu piston. Aceasta asigură un grad de umplere bun și o evacuare rapidă a gazelor arse.

Cel mai mare avantaj al acestui motor rămîne însă greutatea excesiv de redusă pe unitatea de putere și — ca urmare — gabaritul său minim care în viitor ar interesa tehnica automobilistică. Pentru exemplificare se arată că un motor avînd cilindreea de 125 cm³ dezvoltă o putere de 26 CP avînd o greutate de 17 kg în cazul cînd statorul este fabricat din fontă. (În cazul utilizării unui aliaj ușor pentru onfecționarea statorului greutatea motorului se mai reduce cu circa 6 kg.)

Acest motor prezintă însă și unele dezavantaje printre care în primul rînd se situează problema etanșeității care a întîrziat pînă în prezent marea dezvoltare a acestui motor. De asemenea o problemă dificilă este și răcirea acestui motor în care la un volum foarte redus este degajată o cantitate mare de căldură care poate fi greu evacuată în atmosferă.

Rezultă deci că rotorul funcționează ca un piston cu triplu efect. Pentru a se putea efectua în mod simultan trei faze diferite ale ciclului Otto, rotorul trebuie să fie prevăzut cu un sistem de etanșare care să izoleze complet fenomenele fizicochimice ce se desfășoară în contact cu statorul și cu cele trei fețe în mișcare ale rotorului. De aceea a fost necesar să se prevadă, atît pe cele două fețe frontale ale rotorului cît și în regiunile celor trei muchii, piese de etanșare. În spatele acestor piese de etanșare sînt dispuse resoarte lamelare care compensează solicitările dinamice date de fluidul de lucru la diferite regimuri și evită astfel îndepărtarea acestor elemente de pe conturul statorului. Aceste piese de etanșare sînt fixate cu toleranțe de 20—40 μ, și la un motor cu o cilindree de 250 cm³ grosimea lor nu depășește 1,6 mm. În realitate însă din cauza rotației sale excentrice, pistonul rotativ se comportă mai puțin ca un rotor și mai mult ca un satelit a cărui traiectorie este determinată de conturul în formă epitrohoidă al statorului. De aceea rotorul nu este supus unei singure mișcări de rotație ci la aceasta se adaugă o mișcare de translație. După cum se știe accelerația totală a rotorului este mai mare ca suma accelerațiilor sale de rotație și de translație, diferența fiind accelerația Coriolis. Această accelerație dă naștere la forțe care împreună cu forțele de frecare, cu cele datorite presiunii gazelor, precum și cu forţele de inerţie solicită piesele de etanşeitate. Forţele centrifuge, aplicînd – în anumite situaţii – piesele de etanşare din cele trei muchii pe suprafaţa epitrohoidei statorului, pot duce la deteriorarea acestei suprafeţe. Acest dezavantaj a fost eliminat prin dispunerea unor arcuri sub piesele de etanşare, printr-un joc foarte mic al piesei de etanşare în canelură, precum şi prin cromarea suprafeţei epitrohoide, ceea ce a redus mult frecarea.

În figura 6 se reprezintă variaţia forţei centrifuge şi a celei date de acceleraţia Coriolis pentru o piesă de etanşare (în greutate de 2 g) a unui motor de 125 cm^3 cu o turaţie de 10 000 rot/min. Forţa centrifugă F şi forţa Coriolis C variază sinusoidal în cursul rotaţiei rotorului. Tot pe această diagramă este reprezentată şi variaţia unghiului φ care determină poziţia pistonului (rotorului), fiind unghiul cuprins între planul ce trece printr-o piesă de etanşare a celor trei muchii ale rotorului şi normala la epitrohoidă în punctul de contact considerat. Mărimile celor două forţe se pot determina în fiecare moment în funcţie de unghiul φ.

Răcirea motorului se face cu lichid a cărui circulaţie trebuie dirijată, deoarece solicitarea termică specifică a carcasei în unele părţi este mai mare decît la motoarele clasice comparabile. Lichidul de răcire trebuie condus în imediata apropiere a suprafeţelor încălzite şi în special în jurul bujiei şi al orificiului de evacuare. O bună răcire obţinută în urma multor încercări a dus la o creştere apreciabilă a gradului de umplere şi prin aceasta la o creştere a puterii. Rotorul motorului este răcit cu ajutorul uleiului care asigură şi ungerea lagărelor. O bună conducere a uleiului în interiorul rotorului (necesară răcirii pieselor radiale de etanşare) a fost obţinută după încercări amănunţite. Pentru separarea uleiului de ungere şi răcire de camerele de lucru ale motorului a fost prevăzută şi o etanşare pentru ulei.

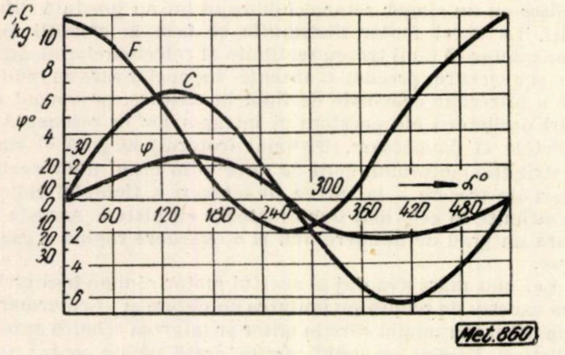


Fig. 6. Variaţia forţei centrifuge F şi a forţei Coriolis exercitată pe o piesă de etanşare a unui motor de 125 cm^3 la o turaţie a arborelui motor de 10 000 rot/min. Curba φ determină poziţia rotorului.

La construcţiile realizate (fig. 7) carcasa trohoidală a fost executată din fontă cenuşie sau fontă cu grafit nodular; partea de contact este nitrurată (în cazul confecţionării din aliaje uşoare este acoperită cu un strat de crom). Rotorul a fost realizat atît din aliaj uşor cît şi din oţel în construcţie sudată. Execuţia din oţel a fost mai avantajoasă prezentînd o mai mare duritate, o uzură mai redusă şi posibilităţi de a aplica un sistem de etanşare mai bun.

La probele executate s-au obţinut rapoarte de compresiune de 1 : 7,5 şi 1 : 8, atingîndu-se presiuni medii efective de p_e 9,8 kgf/cm^2 şi, în unele cazuri, chiar de 10,5 kgf/cm^2. Consumul de combustibil la un motor de 200 cm^3 a fost de 230 – 260 g/CPh ajungînd, la construcţii recente, la 200 g/CPh. La proba de 100 ore au fost supuse mai multe motoare printre care: un motor de 250 cm^3 la o turaţie de 4 700 rot/min şi o putere de 21 CP; acelaşi motor la 5 500 rot/min la $p_e = 10$ kgf/cm^2 şi 31 CP. Motorul şi-a menţinut puterea pe toată durata probelor, iar după curăţarea şi îndepărtarea depunerilor de ulei a fost supus din nou unei alte probe de durată. S-a constatat o rezistenţă bună la uzura a carcasei din aliaj uşor cromată. Încercările efectuate cu motoare de cilindree mărită – circa 1 l – au fost prelungite timp de mai multe sute de ore fără să apară defecte şi uzuri. Dacă părţile laterale ale carcasei se acoperă cu un strat subţire de molibden, uzura acestor suprafeţe este foarte mică şi nu influenţează de loc comportarea generală a motorului în cursul primelor 500 ore la plină sarcină. Se poate trage deci concluzia că acest motor este superior motorului clasic şi din punctul de vedere al durabilităţii.

Rezultatele obţinute mai pot fi încă îmbunătăţite. Se întrevede o dezvoltare mai mare a acestui tip de motor la unităţi mai mari la care problema etanşeităţii se simplifică şi consumul de combustibil este mai redus. Există şi posibilitatea de a construi motoare cu pistoane rotative Diesel atunci cînd raportul între axele trohoidei este astfel stabilit încît se obţine o compresiune suficientă. Acest gen de motor se poate folosi foarte bine în domenii la care se lucrează cu turaţie şi sarcină constantă, cum ar fi la antrenarea de compresoare şi pompe de apă. În continuare, motorul cu piston rotativ se va introduce la antrenări de ambarcaţiuni, avioane mici şi autovehicule.

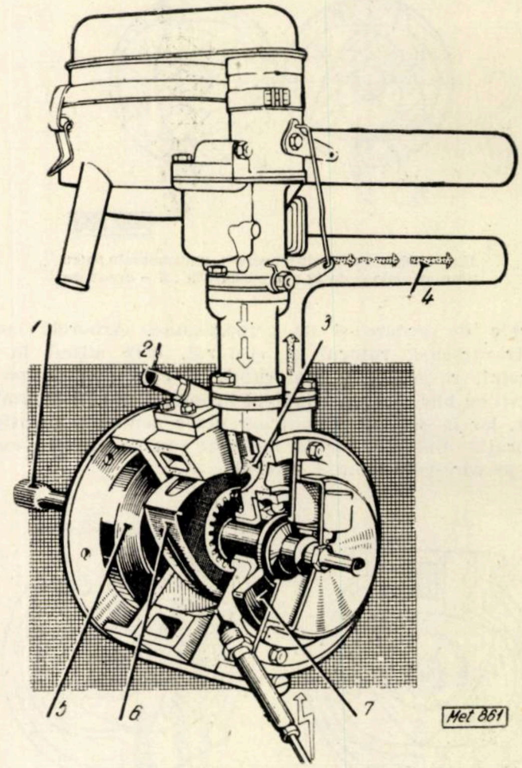


Fig. 7. Secţiune printr-un motor NSU Wankel:
1 – arborele motor; 2 – intrarea apei de răcire; 3 – conductă de admisiune; 4 – conductă de evacuare; 5 – volant; 6 – rotor; 7 – contragreutate.

Ion Nan

BIBLIOGRAFIE

1. *Wankel, F.* şi *Froede, W.* Construcţia şi stadiul actual de dezvoltare a unei maşini trohoide cu pistoane rotative. În: MTZ, februarie 1960, pag. 33 – 45.
2. *Cornil, E.* Motorul Wankel – N.S.U. În: Belgique Automobile, iunie 1961, pag. 13 – 17.

Recenzii

AL. SELEȘTEANU, D. ȘTEFĂNESCU și VL. MUNTEANU; **Mașini energetice.** Editura Tehnică, 1962, 482 p. 739 fig.

În conformitate cu sarcinile trasate de Congresul al III-lea al P.M.R. în vederea îmbunătățirii randamentului de folosire a combustibililor, precum și cu Hotărîrea C.C al P.M.R. și a Consiliului de Miniștri cu privire la ridicarea nivelului tehnic al producției, produsele importante pentru economia națională trebuie să fie însușite în fabricație numai după întocmirea prealabilă a unor studii tehnico-economice complete. În acest scop este necesar ca activitatea de cercetare și de proiectare să se sprijine pe cunoștințe temeinice asupra fenomenelor care guvernează funcționarea mașinilor, asupra modului de aplicare a rezultatelor cercetării, asupra organizării producției și muncii în uzinele constructoare de mașini și asupra considerentelor economice care precizează eficiența economică a produsului.

Lucrarea de față este concepută tocmai pentru a răspunde acestor cerințe, în domeniul mașinilor energetice. Ea are inerent un caracter monografic și ilustrează o încercare de a prezenta și trata mașinile energetice în mod unitar. Ca urmare, structura lucrării este oarecum deosebită și anume o primă parte (primele șase capitole) expune probleme comune mașinilor energetice, iar ultima parte (ultimele trei capitole) tratează aspectele particulare ale acestora.

În primul capitol al monografiei se dau noțiuni despre clasificarea mașinilor energetice după o serie de criterii raționale, se precizează domeniile lor de utilizare și se stabilește modul lor de reprezentare schematică.

În al doilea capitol se prezintă mișcările fluidelor, schimburile energetice și mișcările elementelor constructive ale mașinilor energetice.

Problemele termogazodinamice și mecanice ale acestor mașini sînt prezentate în ceea ce au ele esențial și, cu tot schematismul tratării, se scoate în evidență baza științifică necesară cercetării lor.

Capitolul al treilea al lucrării cuprinde problemele ridicate de defectele care apar în funcționarea mașinilor energetice și care sînt determinante pentru construcția lor.

În capitolul al patrulea se dau indicațiile principale asupra fabricației mașinilor energetice (caracteristicile și alegerea materialelor, precum și jocuri și toleranțe în prelucrare).

Exploatarea mașinilor energetice este ilustrată în capitolul al cincilea prin sistematizarea încercărilor la care se supun, prin dezvoltarea problemelor economice pe care le ridică și prin precizarea limitelor lor de execuție. Remarcabilă este analiza originală a economicității și productivității mașinilor în cadrul căreia se stabilesc relații de calcul deosebit de interesante atunci cînd este necesară aprecierea cantitativă a eficienței economice.

Problemele constructive și de calcul sînt grupate în capitolul al șaselea.

În capitolul al șaptelea se tratează problemele particulare ale diferitelor tipuri de mașini energetice: turbine cu apă, turbine cu abur și turbine cu gaze, compresoare, mașini cu abur și motoare eoliene, care în conformitate cu clasificarea adoptată fac parte din categoria mașinilor energetice (de forță și de lucru).

În capitolul al optulea se tratează problemele particulare ale diferitelor tipuri de aparate termice: de schimb de căldură, de ardere, cazane, generatoare de gaze și reactoare nucleare.

În ultimul capitol sînt grupate sub titlul de *instalații termice*: instalații cu abur, cu turbine cu gaze, motoare cu ardere internă (considerate ca agregate complexe, în conformitate cu clasificarea adoptată), transformatoare de căldură, transformatoare de turație și instalații solare.

Scoțînd în relief aspecte esențiale ale mașinilor energetice, lucrarea reprezintă în același timp o interesantă încercare de sintetizare pe probleme fundamentale ale acestor mașini.

Indicațiile de calcul, constructive și economice date sînt interesante pentru specialistul care este chemat să elaboreze studiul experimental și teoretic al unei mașini energetice, furnizîndu-i și sugerîndu-i interpretări și metode adecvate necesităților.

Din aceste motive, lucrarea interesează atît pe proiectanți și cercetători, cît și pe studenții de specialitate.

Constantin Aramă

Revista Studii și cercetări de mecanică aplicată

(Academia RPR — Institutul de Mecanică Aplicată „Traian Vuia") Tom XII, nr. 6, Editura Academiei RPR, 1961.

Revista cuprinde 12 lucrări tratînd problema de aeromecanică, hidromecanică, ungere-frecare-uzură, teoria mecanismelor, elasticitate-rezistența materialelor, vibrații și tehnologia mediilor solide continue.

Revista mai cuprinde un referat științifico-tehnic, o notă, recenzii.

1. N. N. Patraulea, *Analogia reoelectrică tridimensională fără influența frontierelor.*

În această lucrare se prezintă un montaj care trebuie realizat pentru efectuarea analogiilor reoelectrice în cazul scurgerilor spațiale pentru a evita influența frontierelor bazinului care conține electrolitul. În acest scop s-a folosit teorema de inversiune Lord Kelvin pentru a prelungi scurgerea din bazinul principal într-un bazin secundar, cu ajutorul unor conexiuni electrice. Se fac aplicații la mișcarea axial simetrică și pentru realizarea unui curent asimptotic paralel.

2. Augustin Petre și Cristian Stănescu, *Distribuția aeroelastică a sarcinilor aerodinamice pentru suprafețele portante de secțiune constantă, ținînd seama de restrîngerile de fixare.*

Pornind de la faptul că găsirea distribuției sarcinii pe o aripă este legată de determinarea distribuției răsucirii de-a lungul anvergurii aripii, corespunzătoare condiției de echilibru stabil, în lucrare se soluționează această problemă pe baza ecuațiilor teoriei răsucirii împiedicate a barelor cu pereți subțiri de profil închis. Tratarea în acest mod a problemei are avantajul că, prin satisfacerea unor condiții la limită suplimentare, conduce la o interpretare mai aproape de realitate a fenomenului.

3. D. Dumitrescu, C. Iamandi și D. Gh. Ionescu, Cercetări asupra canalelor cu evacuare laterală.

În lucrare se expun rezultatele studiilor experimentale — efectuate pe nouă variante — a unei soluții proiectate pentru un canal cu evacuare laterală, amplasat pe malul stîng al unui rîu. În afară de faptul că cercetările au condus la definitivarea soluției proiectate prin recomandările propuse, ceea ce a adus o contribuție substanțială la perfecționarea acesteia, lucrarea pune la dispoziție o serie de date cu caracter general în problema canalelor cu deversare laterală.

4. D. Dumitrescu și C. M. Iancu, *Contribuții la studiul deversoarelor cu muchie ascuțită.*

Aplicîndu-se metoda similitudinii la scurgerea peste deversoarele cu muchie ascuțită, s-a dedus o funcțiune particulară a acestora denumită de către autori caracteristica deversorului. Aceasta a permis stabilirea unei noi expresii a coeficientului de debit, verificate în laborator. Noua formulă a coeficientului de debit are o validitate mult mai întinsă decît formulele menționate în literatura de specialitate. În lucrare se mai propun și unele formule practice pentru măsurarea în laborator a debitului evacuat de către un deversor cu muchie ascuțită.

5. V. N. Constantinescu, *Determinarea distribuției presiunilor în lagărele alimentare sub presiune, prin utilizarea unei analogii hidrodinamice.*

Plecînd de la observația că o funcțiune de presiune convenabil aleasă, în acest caz, este o funcțiune armonică, lucrarea stabilește o analogie cu mișcarea potențială plană a fluidelor ideale.

6. D. Mangeron și C. Drăgan, *Studiul cinematic al mecanismelor spațiale cu patru organe prin metoda matricială-tensorială.*

În lucrare se studiază cinematica mecanismelor spațiale cu patru lagăre pe baza metodei noi matriciale-tensoriale studiată de autoare într-o lucrare anterioară. Rezultatul obținut în ceea ce privește pozițiile sau vitezele relative ale organelor componente ale mecanismelor, exprimate în limbajul matricial-tensorial propriu al metodei elaborate, sînt date pentru un mecanism la care organul final este asociat la batiu printr-o cuplă elicoidală.

7. Chr. Pelecudi, *Reprezentarea funcțiilor cu ajutorul arcelor de came de rotație și tachet de translație.*

Pornind de la necesitatea ca în concentrarea experimentală, mecano-electronică, a mecanismelor să se obțină o funcție electrică reprezentativă, lucrarea studiază determinarea formei camei astfel încît lungimea arcului să fie dată de o funcție oarecare într-un interval dat.

8. G. Bărănescu, *Determinarea dimensiunilor principale ale unui mecanism bielă-manivelă general.*

Autorul stabilește formulele necesare pentru calculul dimensiunilor principale ale unui ambielaj articulat, dezaxat, care reprezintă cel mai general mecanism bielă-manivelă, din punct de vedere cinematic. Studiul s-a efectuat ținîndu-se seama de următoarele condiții de funcționare pe care mecanismul trebuie să le satisfacă: egalitatea rapoartelor de comprimare, egalitatea curselor și repartiția uniformă a punctelor moarte interioare. După analiza cazului general, se studiază trei cazuri particulare care interesează în practica curentă.

9. Florian Virgiliu, *Contribuții privind calculul de rezistență a sapelor cu lame.*

Lucrarea stabilește formulele pentru calculul grosimii lamelor în coadă de pește utilizate la forarea sondelor de țiței și gaze.

10. Valeriu Petcu, *Calculul grinzilor continue de beton armat în domeniul plastic.*

Lucrarea stabilește distribuția valorilor momentelor de plastificare și a forțelor tăietoare la grinzile continue de beton armat cu deschideri egale și secțiune constantă, pe baza principiului redistribuției optime a eforturilor.

11. V. Manea, *Considerații asupra problemei oscilațiilor autovehiculelor în sens rectiliniu cu viteză constantă.*

Se studiază oscilațiile autovehiculelor cu suspensie elastică cu două punți. S-a asimilat sistemul oscilant real cu un oscilator cu șapte grade de libertate și care este echivalent cu două sisteme independente, primul cu patru și al doilea cu trei grade de libertate. S-au determinat frecvențele proprii, cu și fără frecare, s-au studiat oscilațiile forțate datorite neregularității drumului și s-a indicat mediul de determinare a cîmpului de accelerație care acționează asupra elementelor structurii elastice deformate, ceea ce permite calculul rezistenței și vibrațiilor lor.

12. M. P. Popov, I. Mitrică și E. D. Deciu, *Geometria sculei așchietoare pentru prelucrarea oțelurilor carbon.*

Lucrarea urmărește problema geometriei cuțitului de strung în cazul prelucrărilor efectuate pe piese din oțel carbon obișnuit, prelucrat la cald și din oțel carbon de calitate prelucrat care are o largă utilizare în industria constructoare de mașini. Stabilirea geometriei optime (care în aceleași condiții de așchiere asigură o durabilitate maximă) este urmărită în special prin concentrarea cercetării asupra principalelor unghiuri ale părții active a cuțitului de strung.

Constantin Aramă

Cronică

A VII-a sesiune de comunicări științifice a cadrelor didactice de la Institutul politehnic-București.

În zilele de 7—8 aprilie a.c. a avut loc la Institutul politehnic-București cea de-a VII-a sesiune de comunicări științifice a cadrelor didactice. În cadrul celor 14 secții de specialitate s-au comunicat 201 lucrări. În secția X — Mecanică, rezistența materialelor și organe de mașini — și secția XII — Metalurgie — s-au prezentat 22 de comunicări, după cum urmează:

1. ,,*Studiul asupra grinzii de egală rezistență, lucrînd la încovoiere, luînd în considerare pe lîngă sarcinile exterioare și greutatea proprie a grinzii*" (M. Sarian și L. Ghermănescu). Luîndu-se în considerație și greutatea proprie a grinzii se studiază la încovoiere grinda de egală rezistență, pornindu-se de la ecuația fibrei medii deformate și de la formula lui Navier. S-a ajuns la determinarea unei ecuații diferențiale de ordinul doi care corespunde cazului general al grinzii de secțiune transversală variabilă.

2. ,,*Unele aplicații ale teoriei distribuțiilor în rezistența materialelor*" (D. Voiculescu). După ce se reamintesc unele proprietăți ale principalelor funcții din teoria distribuțiilor, se expune problema determinării eforturilor și deformațiilor unui mediu elastic în cazul mediului continuu unidimensional sau reductibil la acesta (cazul plăcilor circulare încărcate axial simetric).

3. ,,*Comportarea corpurilor poroase la ciocnire*" (G. Țițeica). S-a determinat raza echivalentă a porilor printr-o metodă originală de absorbție capilară și apoi s-au studiat pierderile de energie în funcție de raza porilor. Concluziile lucrării își găsesc aplicație la determinarea calității și neregularității materialelor pentru pavaje, drumuri, diguri etc.

4. ,,*Determinarea caracteristicilor căii ferate sudate pe baza datelor experimentale*" (C. Teodorescu și Gh. Russu). Se fac unele considerații privind studierea căii ferate sudate supuse variației de temperatură. Se introduc două caracteristici: coeficientul de pat (k) și rezistența longitudinală maximă (R) cu ajutorul cărora se calculează eforturile și deplasările șinei.

5. ,,*Unele probleme ale combaterii zgomotului la ,,Filatura romînească de bumbac*" (A. Stan și R. Voinea). Cu ajutorul unui lanț electroacustic s-au identificat mașinile cele mai zgomotoase și apoi prin determinarea spectrului de frecvență a acestora s-au propus unele măsuri de combatere a acțiunilor nocive printre care enumerăm: ecranarea și carcasarea angrenajelor mașinilor; înlocuirea unor roți metalice cu roți din textolit; amplasarea mașinilor textile; izolarea fonică a pereților etc. Rezultatele obținute pot fi aplicate la proiectarea unor întreprinderi similare în scopul îmbunătățirii condițiilor de lucru.

6. ,,*Considerații asupra determinării temperaturii de rupere a filmului de lubrifiant*" (M. Mustafa). Pentru determinarea temperaturii de rupere a lubrifiantului, autorul a proiectat și executat un aparat care asigură în timpul funcționării un regim de ungere la limită. S-a studiat comportarea cîtorva lubrifianți indigeni neaditivi și aditivi, trasîndu-se curbe care indică temperatura de rupere pentru materialele încercate.

7. ,,*Determinarea aproximativă a frecvenței vibrațiilor transversale ale barelor de secțiune variabilă cu ajutorul diferențelor finite*" (A. Stan). Avantajul metodei propuse constă în faptul că este expeditivă și suficient de precisă pentru cazurile întîlnite în tehnică. Se exemplifică metoda în cazul barelor cu secțiuni ce variază liniar și exponențial.

8. ,,*Ameliorări la metoda traverselor pentru calculul sistemelor hiperstatice*" (N. Vraca). De curînd autorul a publicat o nouă metodă de calcul superioară metodei elaborate în același timp de Stewart și Kleinlogel. În comunicare se fac unele propuneri pentru extinderea metodei traverselor și la alte feluri de cadre decît cele plane cu bare rectilinii pentru care fusese fundamentată metoda.

9. ,,*Studiul mobilității și al gradului de nedeterminare statică a unui solid*

rigid, supus la legături, cu ajutorul mulţimilor de şuruburi geometrice" (M. Atanasiu). Se aplică metoda mulţimilor de şuruburi la studiul mobilităţii şi al gradului de nedeterminare statică al unui solid rigid supus la legături fără frecare. Acest nou punct de vedere permite clasificarea generală a legăturilor solidului după forma geometrică a zonei de contact a celor două corpuri care se îmbină prin legătura respectivă.

10. ,,*Alegerea jocului relativ la calculul lagărelor de alunecare*" (M. Mustafa). Lucrarea se încadrează în cercetările care privesc îmbunătăţirea comportării lagărelor în exploatare prin alegerea corectă a factorilor necesari calculelor. Se dau în final curbe care permit alegerea justă a jocului relativ.

11. ,,*Studiul experimental al rezistenţei unor traverse din beton armat pretensionat, realizat pentru căile ferate romîne*" (Gh. Buzdugan, M. Blumenfeld, T. Pană, V. Postelnicu, R. Goldstein, M. Iarca). Studiul se referă la stabilirea proprietăţilor mecanice la solicitări variabile ale traverselor din beton armat pretensionat. S-au studiat trei tipuri de traverse. luîndu-se drept criteriu de rezistenţă producerea fisurii şi s-a stabilit rezistenţa la oboseală corespunzătoare acestei stări limită.

12. ,,*Asupra turaţiei critice a arborilor*" (R. Voinea, şi asist. D. Craifăleanu). Se studiază turaţia critică a unui arbore de secţiune circulară supus la răsucire şi la alte solicitări. Se stabileşte o expresie mai generală ca cele date în literatură pentru calculul turaţiei critice la vibraţii transversale.

13, ,,*Asupra distribuţiei de viteză şi acceleraţie la mecanismele plane formate din lanţuri cinematice complexe*" (N. Manolescu, I. Erceanu, M. Pielnuş şi P. Antonescu). Se prezintă critic metodele folosite în prezent pentru determinarea distribuţiei de viteze şi acceleraţii la mecanismele plane şi se arată legătura unitară dintre metodele expuse, stabilindu-se totodată domeniul de aplicare a unora dintre metodele discutate.

14. ,,*Metoda translaţiei circulare pentru formarea de mecanisme plane*" (D. Tutunaru). Metoda translaţiei circulare fiind o metodă nouă, pe baza ei în lucrare s-a stabilit teoria formării unor mecanisme noi mai simple pentru reproducerea curbelor plane ca: elipsografe, concoidografe, cissoidografe, strofoidografe etc.

15. ,,*Asupra dinamicii relativiste a sistemelor de puncte materiale*" (Alex. Timotiu). Observînd că dinamica relativistă a sistemelor de puncte materiale se poate constitui independent de teoria cîmpului electromagnetic, se caracterizează interacţiunile mecanice prin verificarea relaţiei de conservare a masei în raport cu orice sistem inerţial de referinţă. Astfel se arată că relaţia care exprimă dependenţa masei de viteze şi teorema conservării impulsului sînt consecinţe ale principiului relativităţii restrînse.

16. ,,*Calculul de rezistenţă a uşii autoclave a unei instalaţii de sterilizare*" (I. Pascaru, D. Craifăleanu şi V. Postelnicu). La cererea uzinei ,,Industria tehnica-materială", s-a verificat experimental prin tensometrie electrică rezistenţa uşii autoclave de la o instalaţie nouă de sterilizare mijlocie. Formulele stabilite în lucrare sînt utile la calculul şi construcţia recipientelor cu funduri şi capace elipsoidale.

17. ,,*Asupra calculului lagărelor cu aer alimentate sub presiune*" (V. Constantinescu). Se dă o metodă teoretică de calcul a lagărelor alimentate cu aer sub presiune care poate fi folosită pentru proiectarea lagărelor circulare cu cuzinet confecţionat din materiale poroase.

18. ,,*Contribuţii la metodologia calculului mărimii optime a lotului de fabricaţie în construcţia de maşini, cu aplicaţii la activitatea uzinei ,,Semănătoarea" — Bucureşti, în condiţiile tehnicii actuale*" (I. Stăncioiu, Şt. Bîrlea, Tudor Homoş, Gh. Mărgărit şi H. Vantropa). Lucrarea cuprinde un studiu tehnico-economic referitor la metodologia de calcul al mărimii optime a lotului de fabricaţie. Se aduc unele contribuţii privind modul de estimare a pierderilor determinate de mobilizarea mijloacelor circulante, clarificarea influenţei cheltuielilor cu pregătirea şi încheierea lucrărilor asupra mărimii lotului în raport cu nivelul tehnic al înzestrării întreprinderilor şi se pun în evidenţă efectele pe care le are utilizarea unor loturi optime de către întreprinderile constructoare de maşini. Aspectele teoretice studiate sînt aplicate la uzina ,,Semănătoarea"—Bucureşti.

19. ,,*Producerea feromanganului afînat din minereuri sărace şi fosforoase prin aluminotermia zgurei manganoase lichide*" (I, Tripşa). Se demonstrează posibilitatea principială a producerii feromanganului afînat prin aluminotermia zgurei manganoase lichide, deficitul termic al procesului fiind acoperit de căldura fizică a minereului artificial lichid. Este posibil ca la acest proces consumul specific de aluminiu să fie aproximativ 30% mai mic decît la procesul aluminotermic obişnuit.

20. ,,*Elaborarea oţelului în convertizorul cu oxigen, pornind de la o parte din fonta solidă*" (I. Tripşa). În lucrare s-a ajuns la concluzia că topirea fontei poate fi efectuată în convertizor, folosind căldura degajată în urma arderii în oxigen a aşchiilor de oţel. La acest nou procedeu se obţine un consum specific mai mic de oxigen, o scoatere mai mare de oţel şi o durată mai mică a procesului de afinare. Rezultatele experimentale au confirmat posibilitatea obţinerii unui oţel de calitate corespunzătoare.

21. ,,*Contribuţii la teoria şi calculul maşinilor de formare prin aruncare*" (I. Oprescu). Se tratează unele aspecte ale funcţionării capului de centrifugare de la maşinile de formare prin aruncare, legate în special de cinematica pachetului de amestec de formare,

22. ,,*Trasarea curbelor T.T.T. şi studiul structurii de transformare izotermă a unei fonte de segmenţi cu grafit eutectic, ca prim factor al rezistenţei la zgură*" (B. Ionescu-Siseşti, şi C. Negoiţă).

Comunicările au fost urmate de discuţii în care s-au analizat fondul lucrării, legătura lor cu practica, aspectele originale precum şi utilitatea lor imediată sau viitoare privind aplicarea lor la proiectare sau direct în producţie. Unele probleme tratate au antrenat colective largi, cuprinzînd şi unii colaboratori din producţie.

Anatol Carabulea

Al IV-lea seminar unional cu privire la metodele de preparare, propietăţile fizice şi structura electronică a metalelor refractare, combinaţiilor şi aliajelor lor.

Acum cîtva timp s-a ţinut la Kiev cel de-al IV-lea seminar unional cu privire la metodele de preparare, proprietăţile fizice şi structura electronică a metalelor refractare, combinaţiilor şi aliajelor lor.

La lucrările seminarului au luat parte peste 170 de delegaţi, reprezentînd diferite instituţii şi organizaţii ştiinţifice de cercetare, întreprinderi şi instituţii de învăţămînt.

În cuvîntul rostit cu prilejul deschiderii lucrărilor seminarului, I. N. Franţevici, membru al Academiei de Ştiinţe a R.S.S. Ucrainene, a scos în evidenţă rolul important pe care îl au combinaţiile chimice şi aliajele metalelor refractare în industria constructoare de maşini şi aparataje.

La acest seminar au fost prezentate numeroase comunicări care au fost urmărite cu un deosebit interes, comunicări dintre care cităm:

— Influenţa atomului de metaloid asupra proprietăţilor electrice ale combinaţiilor refractare ale metalelor intermediare de S. N. Lvov, V. F. Nemcenko, G. V. Samsonov.

— Modulul normal de electricitate şi dependenţa lui de temperatură pentru unele combinaţii refractare de I. N. Franţevici şi colaboratorii.

— Influenţa radiaţiilor asupra metalelor şi a unor materiale refractare de N. V. Pencovscki;

Unele proprietăţi ale aliajelor şi echilibrul de fază în sistemul W-Ni-Si de N. V. Dokukina, F. I. Şamrai;

— Cristalochimia fosfidelor metalelor intermediare de G. V. Samsonov;

— Obţinerea şi proprietăţile carburii metalelor alcaline şi rare de T. I. Kosolapova.

În urma dezbaterilor şi a concluziilor trase au fost luate o serie de hotărîri în care se subliniază necesitatea de a se lărgi cîmpul de activitate în ceea ce priveşte lucrările de cercetare a combinaţiilor refractare, a structurii şi a proprietăţilor fizico-chimice ale acestora. De asemenea, în hotărîre se arată necesitatea de a se găsi şi de a se utiliza noi metode de cercetare în acest domeniu, cît şi aparate care să corespundă cerinţelor tehnicii înaintate.

Consfătuiri cu privire la problema rafinării cuprului

În oraşul Sverdlovsk (U.R.S.S.) a fost organizată o consfătuire unională privitoare la problema rafinării cuprului.

La această consfătuire au fost prezentate 15 comunicări, dintre care amintim pe cele de bază :

Starea actuală a metalurgiei cuprului — V. I. Smirnov ;

Starea şi perspectivele rafinării cuprului — V. A. Agliţki ;

Bazele teoretice ale rafinării electrice a cuprului şi căile de intensificare a procesului — A. I. Levin.

În cadrul consfătuirii, o atenţie deosebită s-a dat problemelor privitoare la rafinarea cuprului cu conţinut de nichel şi la obţinerea nichelului din cupru.

Primul congres internaţional şi expoziţie a folosirii diamantului în industrie

Între 25 mai şi 3 iunie 1962, a avut loc la Paris un congres internaţional privind folosirea diamantului în industrie.

Congresul cuprinde o expoziţie şi un simpozion în care s-au prezentat diferite comunicări privind cele mai recente dezvoltări şi aplicaţii ale diamantului în industrie ; prelucrarea pietrei şi a betonului, tăierea geamurilor, foraj, prelucrarea metalelor, precum şi utilizarea prafului de diamant.

La expoziţie au fost prezentate maşini în stare de funcţiune, privind fiecare din aceste utilizări.

Laboratorul de cercetări ştiinţifice asupra diamantului a prezentat metodele folosite în cercetarea în acest domeniu, precum şi rezultatele obţinute pînă în prezent.

A VIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic-Braşov

În zilele de 5 şi 6 mai a.c. a avut loc la Braşov cea de-a VIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic-Braşov, în care s-au prezentat comunicări privind diferite probleme de matematică, fizică şi chimie, automobile, tractoare, energetică, tehnologia construcţiilor de maşini şi utilaje şi tehnologia prelucrărilor la cald, tehnologia metalelor, organe de maşini, silvobiologie şi silvoţehnică, amenajări, exploatări şi construcţii forestiere, prelucrarea mecanică şi tehnologia lemnului.

Dintre referatele privind construcţia de automobile şi tractoare menţionăm :

Eficacitatea măsurilor de îmbunătăţire a calităţii tractoarelor în exploatare de conf. *I. Erlitz*, asist. *D. Abăităncei* şi asist. *I. Soare* în care se prezintă analiza statistică a defecţiunilor tractoarelor în exploatare, măsurile luate pentru îmbunătăţirea construcţiilor, rezultatele obţinute în urma aplicării acestor măsuri, precum şi propuneri cu privire la eficacitatea modificărilor constructive.

Studiul sistemelor articulate folosite la suspensia hidropneumatică a autocamioanelor de conf. *V. Olariu*, în care se indică metoda de calcul al eforturilor din barele mecanismelor articulate folosite în suspensia autocamionului, exemplificat pentru mecanismul propus la camionul SR, precum şi studiul cinematic al sistemului articulat spaţial.

Calculul şi încercarea amortizoarelor hidraulice telescopice de şef lucr. *I. Drăghici* şi asist. *A. Jula*, în care se analizează unele aspecte ale calculului amortizoarelor hidraulice telescopice, recomandîndu-se o metodă practică de calcul, şi se prezintă aparatura de încercare a lor, proiectată de colectivul care a întocmit referatul.

Încercarea de durabilitate a motoarelor de automobil de prof. *R. Mărdărescu*, şef lucr. *S. Năstăsoiu*, şef lucr. *Gh. Bobescu*, şef lucr. *E. Ionescu*, asist. *I. Soare*, asist. *D. Abăităncei*, asist. *V. Cîmpeanu* şi asist. *Fr. Tănase*, în care se analizează critic criteriile ce stau la baza regimurilor pentru încercările de durabilitate ale motoarelor de automobil, prezentîndu-se rezultatele obţinute în laboratorul de motoare al Institutului politehnic-Braşov.

Bilanţul de căldură al motoarelor cu solicitare termică intensivă de prof. *R. Mărdărescu*, asist. *I. Soare*, asist. *D. Abăităncei* şi şef de lab. *T. Nagy*, în care se arată că motoarele cu solicitare termică intensivă (de exemplu motorul de tractor) prezintă unele particularităţi specifice în realizarea bilanţului de căldură şi că pot avea un consum de combustibil exagerat, fără ca prin aceasta funcţionarea lor să fie anormală. Pentru această lucrare s-a studiat diagrama termodinamică a motorului de cifră octanică ŢIAM, analizîndu-se influenţa schimburilor de căldură în timpul compresiei şi detentei şi s-a pus la punct teoria diagramei TS indicate cu valabilitate tehnic-teoretică generală.

Problema echilibrării transmisiei tricardanice a automobilului de conf. *E. Silianu* şi asist. *Fl. Dudiţă*, în care se analizează factorii perturbatori ai vibraţiilor transmisiei tricardanice a automobilului, stabilindu-se rolul factorilor constructivi-cupluri complimentare, precum şi măsurile pentru combaterea acestor vibraţii, argumentîndu-se eficacitatea echilibrării simultane a axelor transmisiei tricardanice.

Consideraţii asupra experimentării motoarelor de construcţie nouă şi modernizată produse de uzinele ,,Steagul roşu'' — Braşov de *N. Linte* şi *M. Bogdan*.

În prima parte a acestui referat se tratează problemele legate de echipamentul motoarelor în procesul experimentării, precum şi calitatea aparaturii cu care se echipează bancurile de probă şi se recomandă introducerea unui nou termen ,,puterea de reclamă'' la motoarele de construcţie nouă şi modernizată.

În partea a doua a referatului se tratează răcirea concretă a motoarelor în decursul experimentării, suflarea galeriilor de admisie şi evacuare în timpul probelor pentru atingerea performanţelor maxime, precum şi necesitatea unor probe care se efectuează relativ rar la tipurile noi de motoare.

În cadrul secţiei Tehnologia construcţiilor de maşini şi utilajul şi tehnologia prelucrărilor la cald s-au prezentat următoarele comunicări :

Studiu asupra rigidităţii la torsiune a unui batiu întărit cu antretoaze de prof. *I. Coşereanu*, prof. *S. Crişan* — doctor în ştiinţe tehnice — şi asist. *Gh. Deliu*, în care se prezintă un studiu teoretic, cu verificările experimentale, al unui batiu rigidizat prin antretoaze, arătîndu-se influenţele dimensiunilor şi ale montajului.

Studiul metodelor pentru determinarea capacităţii de ambutisare a tablelor de conf. *I. Stănescu* şi şef. lucr. *C. Iliescu*, în care se studiază diferite metode folosite în prezent pentru determinarea capacităţii de ambutisare, indicîndu-se şi o metodă corectă pentru care se va construi aparatul necesar.

Îmbunătăţirea geometriei frezelor de conf. *L. Sauer*, în care se arată că se consideră necesară modificarea geometriei frezei prin profilarea optimă a dinţilor aşchietori, studiindu-se această geometrie îmbunătăţită.

Strunjirea de finisare a inelelor de rulmenţi cu cuţite armate cu plăcuţe mineralo-ceramice indigene, de conf. *G. Drăghici* — candidat în ştiinţe tehnice — şi asist. *Gh. Obaciu*, în care se dau rezultatele experimentale obţinute la strunjirea de finisare a inelelor de rulmenţi cu cuţite armate cu plăcuţe mineralo-ceramice de fabricaţie indigenă.

Studiul finisării electrolitice a inelelor de rulmenţi de prof. *S. Crişan* — doctor în ştiinţe tehnice — ,conf. *I. Stănescu*, şef. lucr. *C. Furtună*, şef de lucr. *C. Iliescu* şi asist. *Gh. Obaciu*, în care se prezintă datele obţinute în urma experienţelor efectuate în laboratorul de tehnologia construcţiilor de maşini din Institutul politehnic-Braşov în legătură cu finisarea electrolitică a inelelor de rulmenţi.

Superfinisarea cu discuri abrazive a căilor de rulare ale inelelor de rulmenţi de prof. *S. Crişan* — doctor în ştiinţe tehnice — şi asist. *Gh. Secară*, în care se studiază căile de îmbunătăţire a calităţii suprafeţei căilor de rulare ale rulmenţilor şi se arată regimurile de lucru şi reţetele pentru compoziţia discurilor stabilite în urma încercărilor efectuate în colaborare cu uzina ,,Rulmentul''-Braşov asupra superfinisării cu discuri abrazive realizate cu compoziţie originală în laboratorul Catedrei de Tehnologia construcţiilor de maşini, a inelelor de rulmenţi, obţinîndu-se calitatea 12 după GOST.

Rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat de conf. *G. Drăghici* — candidat în ştiinţe tehnice —, în care se dau rezultatele experimentale comparative obţinute la rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat şi la rectificarea cu răcire prin exterior.

Studiul superfinisării prin vibronetezire a cilindrilor cromaţi dur de la autocamionul Steagul roşu, de prof. *S. Crişan* — doctor în ştiinţe tehnice — şi asist. *G. Rusan*. în care se studiază operaţia de superfinisare prin vibronetezire aplicată la cilindrii cromați dur, arătîndu-se că s-a experimentat un sistem vibrator mecanic existent, s-a modificat aparatura existentă și s-a proiectat un vibrator pneumatic cu reglarea frecvenței și a cursei, precum și experimentarea noului aparat pe cilindrii din fontă pentru determinarea caracteristicilor aparaturii.

Studiul variației vitezei de umplere a formelor și influența acestei variații asupra rezultatului turnării de conf. C. *Wanyorek*, în care se arată că, în perioada finală a operației de umplere a formei cu metal lichid, viteza de ridicare a metalului în formă trece prin valori minime, care pot determina neumplerea, prin solidificarea lichidului și că aceasta poate fi remediată prin mărirea vitezei de ridicare cu ajutorul ridicării nivelului pîlniei de turnare. Se arată și importanța pe care o are turnarea cu rețele închise nu numai la turnarea fontei, ci și la turnarea oțelului.

Realizarea de economii de material și manoperă și înregistrarea lor prin micșorarea metodică a adaosurilor de prelucrare la piese turnate sau forjate de conf. *C. Wanyorek*, în care se arată că adaosurile de prelucrare prevăzute în standarde sînt limite superioare care nu dau indicații precise pentru proiectarea adaosurilor pe modele, care prin procesul tehnologic de formare-turnare au o tendință de creștere, precum și modul cum se pot construi pe cale grafică normative pentru limitarea rațională a adaosurilor pe modele. Se prezintă formulare studiate în vederea organizării tehnice a reviziei adaosurilor și a înregistrării fără greșeli a rezultatelor, metodă care se aplică rațional și la piese forjate-matrițate.

Contribuții la studiul aderențelor mecanice la piesele turnate de conf. *I. Cazacu*, conf. *C. Wanyorek* și asist. *S. Munteanu*, în care se analizează profilul suprafeței la epruvetele turnate în forme cu modele fuzibile, în scopul eliminării aderențelor chimice.

Se analizează, de asemenea, și calitatea suprafeței în funcție de mărimea granulelor de nisip, grosimea peretelui, înălțimea piesei și de temperatura de turnare.

În secția Tehnologia metalelor și organe de mașini s-au prezentat următoarele referate:

Contribuție la stabilirea formei raționale a ramelor dreptunghiulare supuse la torsiune, confecționate din profile U, de conf. *I. Deutsch*, în care se analizează variația solicitărilor și a rigidității de torsiune la diferite rame dreptunghiulare, confecționate din profile U cu pereți subțiri, dîndu-se o serie de indicații cu privire la dimensiunile profilelor U, modul de așezare a traverselor etc.

Calculul de rezistență la torsiune al pieselor care lucrează timp îndelungat la temperaturi ridicate, de șef lucr. *P. Sima* și asist. *N. Moșu*, în care se prezintă principiile calculului de rezistență la torsiune a pieselor care lucrează timp îndelungat la temperaturi ridicate folosind curbele momentelor de inerție generalizate trasate de autori pentru piesele de secțiune circulară, dreptunghiulară și pentru profile U.

Influența frecării asupra durabilității rulmenților de conf. *Gh. Trică*, șef lucr. *I. Drăghici* și asist. *A. Jula*, în care se prezintă diagramele calculate ale variației durabilității rulmentului în funcție de valoarea frecării, precum și metodica de determinare experimentală a parmetrilor studiați teoretic.

Considerații în problema influenței căii de rulare asupra capacității de încărcare dinamică a rulmenților de conf. *Gh. Trică*, șef. lucr. *I. Drăghici*, asist. *A. Jula*, ing. *N. Dragoș* și ing. *S. Moldovan* —uzina „Rulmentul"-Brașov, în care se analizează influența formei de rulare asupra durabilității rulmenților și se descrie aparatura pentru încercările de durabilitate.

Considerații asupra condiției de montaj al sateliților mecanismelor planetare de conf. *E. Silianu* și șef lab. *P. Alexandru*, în care se prezintă generalizarea condiției de montaj al sateliților pentru cazul sateliților dubli, precum și problemele tehnologiei ridicate de montare a sateliților.

Deplasări neuniforme în cazul vitezelor mici de avans la mașinile-unelte de conf. *E. Silianu*, în care se prezintă factorii ce provoacă deplasările neuniforme (mers sacadat) la mașinile-unelte cu viteze mici de avans și se arată căile de înlăturare a acestui inconvenient.

Productivitatea muncii în industria constructoare de mașini de șef lucr. *I. Popa* și șef lucr. *I. Barba*, în care se arată factorii care determină productivitatea muncii, metodele de calcul al acesteia, precum și influența pe care creșterea productivității muncii o are asupra prețului de cost, prezentîndu-se exemple de la uzinele „Steagul roșu"-Brașov.

Contribuții la stabilirea metodelor pentru determinarea sudabilității oțelurilor inoxidabile de conf. *Gh. Ionescu*, asist. *E. Jakab* și asist. *V. Firețău*, în care se analizează metodele folosite pentru determinarea sudabilității în cazul oțelurilor folosite în construcția utilajului din industria chimică, recomandîndu-se metodele cele mai eficiente.

Contribuții la realizarea matrițelor și a ștanțelor pentru mărirea durabilității lor prin sudarea de încărcare de conf. *Gh. Ionescu*, conf. *P. Tudoran*, asist. *E. Jakab* și asist. *V. Firețău*, în care se arată o metodă pentru mărirea durabilității matrițelor prin sudarea de încărcare cu un electrod care nu conține wolfram și care totuși asigură metalului încărcat o durabilitate corespunzătoare.

Pentru stabilirea tratamentului termic optim s-au stabilit curbele C cu ajutorul unui austenitometru construit de colectivul catedrei. Se arată, de asemenea, rezultatele obținute în industrie și eficiența economică a acestui procedeu.

Majoritatea comunicărilor prezentate la această consfătuire s-au remarcat prin faptul că au reușit să îmbine aspectele științifice cu cele practice. Subiectele tratate au fost legate de cerințele practicii industriale, iar conținutul lor bine fundamentat face posibilă, în multe cazuri, aplicarea în practică a rezultatelor obținute, contribuind astfel la ridicarea nivelului tehnic al practicii noastre industriale.

Sesiunea tehnico-științifică a Institutului pentru proiectări de laminoare

În zilele de 3—5 iunie a.c., a avut loc Sesiunea tehnico-științifică a Institutului pentru proiectări de laminoare cu tema „Realizări și tendințe în construcția laminoarelor din industria siderurgică".

La sesiune au participat numeroase cadre de specialitate din uzine, conducători ai Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini, specialiști din institutele de cercetări și proiectări, învățămîntul tehnic superior, Comitetul de stat pentru tehnica nouă, C.S.P., Academia R.P.R. etc.

În cadrul acestei sesiuni au fost prezentate o serie de referate privind tehnologia de construcție a laminoarelor, utilaje, instalații electrice auxiliare, mecanizare și automatizarea laminoarelor și construcții speciale.

În cadrul secției de tehnologie au fost prezentate următoarele referate:

— Unele procedee de turnare continuă a oțelurilor (obișnuite și de calitate) cu posibilități de aplicare în R.P.R., de ing. *P. Wechsler*, în care sînt descrise cîteva procedee cunoscute aplicate în diferite țări la turnarea continuă a oțelurilor (de calitate și aliate), prezentîndu-se avantajele tehnice, diminuarea segregațiilor, structura primară mai fină, omogenitatea mai mare și la oțelurile cu conținut de carbon ridicat, o mai bună repartiție a carburilor, precum și o calitate superioară a suprafețelor și avantajele economice reducerea unor investiții privind fabricarea de lingotiere, instalații de turnare a laminorului degrosisor primar precum și a cuptoarelor de încălzire aferente și a unor cuptoare de recoacere). Se prezintă cîteva date de exploatare pentru diferite calități de oțeluri, din care rezultă cantitatea de produse finite rezultate din aceeași cantitate de oțel la turnarea cu lingotiere și la turnarea continuă.

— Tendințe noi în construcția laminoarelor de benzi late din oțel de ing. *R. Miculescu*, în care se arată etapele de dezvoltare a construcției de laminoare de benzi late, tendințe spre productivitate mare, calitate superioară și preț de cost redus care au condus succesiv la construcțiile: laminor Steckel, laminor semicontinuu, laminor de benzi late la cald cu viteze de laminare de pînă la 15 m/s, cu o greutate a rulourilor de pînă la 20 kg/mm lățime de bandă.

S-a arătat că, în asociație cu turnarea continuă, s-a dezvoltat în ultimul timp laminorul planetar, pentru lățimi de bandă de pînă la 2 000 mm și că, în construcția laminoarelor de benzi late la rece, se va ajunge la viteze de 30, 35 m/s și chiar mai mult, folosind construcțiile cuarto, policilindrice cu 3, 4, 5 și 6 caje.

— Laminorul de tablă groasă de 3 300 mm de la Combinatul Siderurgic Galați, de ing. *A. Paladescu* și ing. *Gh. Constantinescu*, în care se prezintă pe scurt laminoarele moderne de tablă groasă, arătîndu-se principiile care stau la baza proiectării, planurile de ansamblu și fluxurile tehnologice precum şi construcţiile şi caracteristicile utilajelor specifice, după care se prezintă aceste caracteristici pentru laminorul de tablă groasă de la Combinatul Siderurgic Galaţi.

— Procedee tehnologice noi în fabricarea ţevilor de oţel de ing. *Ion Hoblea*, în care, după analiza producţiei de ţevi în R.P.R. şi în celelalte ţări, sînt descrise principalele îmbunătăţiri tehnologice în fabricarea ţevilor fără sudură şi a ţevilor sudate.

— Consideraţii asupra fabricării ţevilor sudate de dimensiuni mari, de ing. *G. Olteanu*, în care se arată că, în urma creşterii consumului de ţevi de dimensiuni mari în funcţie de dezvoltarea rapidă a mijloacelor de producţie din ţara noastră şi din lagărul socialist, s-au realizat sisteme noi de producere a ţevilor în funcţie de dezvoltarea pe care a luat-o sudura în ultimul timp, descriindu-se diferite metode de fabricaţie a ţevilor de dimensiuni mari prin sudare.

— Calculul instalaţiilor de transport şi răcire a colacilor de sîrmă, de ing. *Al. Mateiu*, în care se prezintă bazele şi metodele de calcul prin care se stabilesc parametrii acestor instalaţii, ca exemplu analizîndu-se instalaţia transportului cu cîrlige de la linia de sîrmă de la Combinatul Siderurgic Hunedoara.

— Tendinţe noi în tehnologia trefilării sîrmelor din oţel, de ing. *I. Bogdan*, în care se arată că prin aplicarea tehnicii noi şi prin dotarea cu utilaje moderne a noilor unităţi de trefilare se vor îmbunătăţi indicii tehnico-economici în fabricarea sîrmelor de oţel.

— Instalaţii şi procedee tehnologice moderne de decapare şi curăţare a produselor laminate, de ing. *Gh. Popescu*, în care, după ce se arată principiile tehnologice care stau la baza operaţiilor de curăţare, decapare şi degresare, se descriu agregatele cele mai moderne pentru aceste operaţii.

— Încărcarea prin sudură a cilindrilor de laminare, de ing. *M. Bobîrnac*, în care se descriu metodele de încărcare automată sub flux şi tehnica sudurii sub flux, electrozii şi fluxurile folosite, dispozitivele şi utilajele tehnice pentru preîncălzirea şi detensionarea cilindrilor şi utilajele pentru prepararea fluxurilor, arătîndu-se avantajele tehnice şi economice ale acestui procedeu.

— Plan general şi transporturi în sectorul laminoarelor şi trăgătoriilor, de arh. *Eugen Popescu* şi *A. Dimian*, în care este definită noţiunea de plan general uzinal atît pentru uzine noi proiectate, cît şi pentru cele ce se sistematizează, se analizează factorii care determină alegerea mijloacelor de transport luînd ca bază echilibrul transporturilor uzinale şi costul mediu pe tonă de produs transportat, precum şi modul cum se oglindeşte soluţia de plan general aleasă în preţul de cost al produsului finit.

— Tendinţe actuale de aşezare a cablurilor şi conductelor în reţele uzinale, de ing. *Luca Bădescu*, în care se arată că, deoarece — în principiu — sistematizarea reţelelor de cabluri şi conducte se poate face în special pentru asigurarea funcţionării generale neîntrerupte a ansamblurilor uzinale, este bine să se adopte soluţia aşezării liniilor paralele ale reţelelor principale în galerii subterane circulabile, etanşeizate, sub una din variantele: galerie comună unică, galerii jumelate sau eventual separate.

— Unele aspecte economice ale tehnicii noi în siderurgie şi în special la laminoare, de ing. *P. Cocîrlan, Dan Henţescu şi* ing. *L. Ducman*, în care se arată că progresele realizate de tehnica nouă în siderurgie în general şi la laminoare în special determină creşterea productivităţii muncii, reducerea preţului de cost, reducerea investiţiilor specifice, mărirea eficienţei economice a investiţiilor capitale şi a rentabilităţii lor, sporirea beneficiului şi scurtarea termenului de recuperare şi de execuţie.

— Eficienţa economică a investiţiilor de ing. *C. Dinu*.

În secţia de utilaj s-au prezentat următoarele referate:

— Unele probleme ale mecanizării lucrărilor din ajustajele laminoarelor, de ing. *Cr. Rădulescu*, în care se arată importanţa mecanizării lucrărilor din ajustajele laminoarelor precum şi diferite soluţii pentru realizarea ei.

— Lagăre de alunecare în construcţia laminoarelor, de ing. *C. Cantuniar*, în care se descriu în special lagărele pentru cilindrii de la caje.

— Laminorul perforator al agregatului de laminat ţevi de 6″, de ing. *I. Nedelcovici*, în care se prezintă acest agregat cu particularităţile lui funcţionale şi soluţiile originale adoptate în proiectare, precum şi avantajele deosebit de importante obţinute.

— Realizări şi perspective privind reducerea sau suprimarea oxidării şi decarburării oţelurilor în procesul încălzirii acestora pentru laminare, forjare şi tratament termic, de ing. *I. Munteanu*, în care se arată metodele pentru obţinerea acestui deziderat.

— Criterii actuale în proiectarea construcţiilor sudate, de ing. *M. Hirsch* şi *I. Bucur*, în care se analizează factorii care influenţează asupra realizării construcţiilor sudate şi de care trebuie să se ţină seamă în alegerea formei pieselor şi a tipurilor de sudură.

— Tendinţe noi în construcţia şi exploatarea transfercarelor, de ing. *A.I. Pappia*, în care se analizează diferite variante de construcţii de transfercare.

— Principii moderne în construcţia laminoarelor reductoare, de ing. *N. Dumitru şi Th. Vainer*, în care sînt descrise mecanismele importante, valţurile, reglarea, calculul dimensional pentru role şi calculul puterii motorului.

— Analiza condiţiilor de încălzire a lingourilor în cuptoarele adînci moderne, de ing. *M. Bornemiza* şi ing. *I. Mogoşan*, în care se arată că o încălzire raţională a lingourilor şi o exploatare comodă a cuptorului adînc se pot obţine cu cuptoare adînci cu flacăra întoarsă, folosind combustibili gazoşi de putere calorică relativ scăzută şi preîncălzirea aerului sau a aerului şi gazului combustibil, indicîndu-se cel mai indicat tip de arzător pentru acest cuptor, precum şi utilitatea instalării cazanelor recuperatoare de căldură după preîncălzitoarele de aer, în special în cazul preîncălzirii aerului de combustie la temperaturi mijlocii.

— Cuptoarele tunel, de ing. *G. Chelaru*, în care se arată avantajele acestor cuptoare faţă de cuptoarele clasice de încălzire a ţevilor.

— Instalaţia pentru tratamentul termic al burlanelor de tubaj, de ing. *I. Ivănescu*, în care se arată importanţa şi eficacitatea economică şi tehnică a construirii unei astfel de instalaţii în R.P.R., indicîndu-se soluţia cea mai potrivită: cuptoarele tunel pentru încălzire şi revenire şi călirea cu jeturi de apă sub presiune.

— Bazele termotehnice ale metodelor moderne de încălzire a benzilor şi tablelor subţiri în atmosferă de protecţie, de ing. *M. Bornemiza*, în care sînt analizate bazele termotehnice ale metodelor moderne pentru încălzirea benzilor şi tablelor subţiri în cuptoare cu atmosferă de protecţie în scopul recoacerii.

În secţia electrică au fost prezentate următoarele referate:

— Partea electrică a laminoarelor la rece, de ing. *V. Aldea* şi ing. *C. Stoicescu*.

— Automatizarea la linia de tablă groasă a Combinatului siderurgic Galaţi, de ing. *D. Damsker* şi ing. *T. Garabet*.

— Acţionări reglabile la linia de sîrmă şi automatizarea lor, de ing. *L. Andronescu*.

— Determinarea şocurilor şi a variaţiilor de tensiune de redresare ale laminoarelor reversibile asupra reţelei de alimentare, de ing. *T. Garabet*.

— Necesităţile şi posibilităţile introducerii automatizării integrale în industria siderurgică, de ing. *V. Ciurez*.

Televiziunea industrială şi aplicaţiile ei (cu particularizare în cazul laminorului de tablă groasă de la Combinatul siderurgic Galaţi) de ing. *M. Trandaf*.

— Încălzirea electrică în siderurgie de ing. *M. Ivan*.

Utilizarea regulatoarelor cu transistoarele unidyn la laminoare, de ing. *C. Dîrlă*.

— Deducerea criteriilor de optimizare după simetrie pe baza circuitelor de reglare multibuclată, de ing. *R. Fleischer*.

— Frînarea în contracurent a motoarelor asincrone cu relee de frecvenţă, de ing. *R. Manolescu*.

— Sisteme de alimentare cu lingouri a laminorului bluming pentru distanţa de circa 200 m, de ing. *V. Tudor*.

În secţia de construcţii industriale şi construcţii speciale s-au prezentat următoarele referate:

— Calculul într-o singură treaptă al sistemelor de bare cu noduri deplasabile, de ing. *C. Spindler*.

— Sisteme noi de fundaţii pe piloţi, de ing. *N. Zamfirescu*.

— Indici tehnico-economici obţinuţi în proiectarea unor hale industriale cu schelet metalic, de ing. *S. Niculescu*, ing. *L. Roşca* şi ing. *V. Gîdea*.

— Determinarea deschiderilor maxime admisibile la conductele de gaze, de ing. *I. Munteanu*.

— Concepţii noi în proiectarea şi executarea îmbinărilor sudate, de ing. *C. Popescu* şi ing. *D. Niculescu*.

— Vopsirea utilajului, de ing. *Ch. Hillerin*.

În sectorul construcţiilor industriale şi al construcţiilor speciale s-a subliniat importanţa tehnică şi economică a folosirii aceloraşi tipuri de hală, pentru realizarea de construcţii unitare şi ieftine; utilizarea elementelor prefabricate şi precomprimate cum şi a elementelor pentru acoperişuri din beton uşor termoizolant şi extinderea utilizării profilelor laminate, decupate şi reasamblate prin sudură. S-a recomandat de asemenea folosirea culorii în ansamblurile industriale, care influenţează în mod pozitiv activitatea muncitorilor în uzină. Pe linia simplificării lucrărilor de calcul la sistemele hiperstatice să se aplice metoda de calcul într-o singură treaptă a sistemului de bare cu noduri deplasabile şi să se introducă metoda sovietică de calcul al construcţiilor metalice la sudurile limită.

Cele 42 de comunicări prezentate şi discuţiile ce au avut loc la sesiune au reliefat rolul important pe care-l are îmbinarea judicioasă a teoriei cu practica, importanţa aplicării tehnicii noi, a mecanizării şi automatizării proceselor de fabricaţie.

Sesiunea tehnico-ştiinţifică a Institutului pentru proiectări de laminoare a reliefat, totodată, tendinţele actuale în dezvoltarea laminoarelor şi sarcinile ce revin lucrătorilor din acest sector pentru realizarea lor.

Una dintre tendinţele principale este o înaltă specializare a sectoarelor de laminoare, ceea ce aduce importante avantaje tehnico-economice în construirea şi exploatarea combinatelor.

Participanţii la lucrările sesiunii tehnico-ştiinţifice a Institutului pentru proiectări de laminoare au remarcat ritmul susţinut în care se dezvoltă industria noastră siderurgică şi respectiv sectorul de laminoare şi şi-au exprimat în acelaşi timp entuziasmul şi încrederea în forţele noastre de a realiza cu succes sarcinile ce decurg din Directivele celui de-al III-lea Congres al P.M.R.

A doua expoziţie industrială cehoslovacă la Bucureşti

În zilele de la 3 pînă la 27 mai 1962 a fost organizată la Bucureşti cea de-a doua expoziţie industrială cehoslovacă, care a demonstrat din plin că Republica Socialistă Cehoslovacă este astăzi una dintre ţările cele mai industrializate din lume şi că produsele cehoslovace sînt la nivel mondial.

Pe o suprafaţă totală de 3 810 m^2, 17 întreprinderi cehoslovace pentru comerţul exterior şi-au expus produsele de cele mai diferite sortimente. Lozinca principală a expoziţiei a fost „Pe cale comună pentru prietenie între popoare".

Partea introductivă a expoziţiei cehoslovace a fost amplasată pe o galerie ridicată în interiorul pavilionului şi a prezentat străduinţa comună a poporului romîn şi a celui cehoslovac de a lărgi colaborarea între ţările lagărului socialist şi dorinţa sinceră de a coopera cu oamenii tuturor ţărilor la întărirea păcii mondiale. Sala prieteniei şi a colaborării a demonstrat importanţa colaborării economice, tehnico-ştiinţifice şi culturale.

Partea principală a Expoziţiei industriale cehoslovace a fost instalată în spaţiul central al pavilionului, la parter, unde au fost prezentate produsele industriei constructoare de maşini, reprezentate de întreprinderile pentru comerţ exterior *Strojimport*, *Strojexport*, Kovo, Motokov şi Technoexport.

Industria constructoare de maşini capătă o importanţă din ce în ce mai mare în economia cehoslovacă, aceasta fiind arătată în mod expresiv de participarea producţiei de maşini la producţia globală industrială — în anul 1950 aceasta a fost de 20,8 %, în anul 1960 de 33,7 %, iar în anul 1965 va reprezenta circa 40 %.

Întreprinderea pentru comerţ exterior Strojimport a prezentat la expoziţie maşini-unelte. Volumul total al exportului de maşini-unelte şi de fasonare a acestei întreprinderi se ridică la circa 400 de tipuri exportate în 74 de ţări, depăşind în acest domeniu exportatorii cei mai importanţi, cu veche tradiţie, ca Marea Britanie şi Germania Occidentală.

Expoziţia acestei întreprinderi a prezentat maşini pentru prelucrarea lemnului, termoenergetică, energetica hidraulică şi industria chimică.

Printre exponatele Strojimportului specialiştii au găsit o serie de maşini de un înalt nivel. De exemplu, automatul longitudinal ADGA, destinat pentru prelucrarea în serie a unei mari cantităţi de piese cu lungime mare. Prelucrarea unei piese durează pe această maşină 1,2—600 s. Un alt exponat interesant a fost strungul revolver RC 100, destinat pentru prelucrarea pieselor cu diametrul pînă la 630 mm. Reglarea turaţiei şi deplasarea sculei se efectuează cu program ciclic. Această maşină se distinge prin randamentul său mare şi deservirea foarte uşoară, obţinute prin amenajarea convenabilă a părţilor de comandă şi reglare. Prin nivelul său tehnic ridicat un deosebit interes a prezentat semiautomatul de strunjire SPE 50 P3, care măreşte în mod considerabil productivitatea muncii pentru prelucrarea în serie şi în masă.

O altă întreprindere pentru comerţul exterior a fost Strojexport — exportator exclusiv de motoare Diesel şi agregate Diesel, pentru care Cehoslovacia ocupă al patrulea loc din lume. Strojexport exportă pompe şi staţiuni de pompare în 72 de ţări, iar maşini de sudură în 30 de ţări.

Dintre exponatele acestei întreprinderi un deosebit interes l-a prezentat semiautomatul de metalizare EMP-2-57, destinat pentru depunerea prin stropire a acoperirilor din aluminiu, bronz şi diferite aliaje. Aparatul are o serie de elemente automate şi va fi folosit în ateliere de reparaţii de autovehicule, maşini agricole şi vagoane de cale ferată. Strojexport a expus, de asemenea, întreruptor cu ulei, motoare Diesel, agregate, compresoare, automate şi prese de sudură.

Întreprinderea pentru comerţul exterior Kovo a avut cel mai amplu program de expunere dintre toate întreprinderile cehoslovace.

Printre exponate s-au remarcat aparate de radio şi televiziune, instrumente de măsură, microscoape, aparate fotografice, aparate şi instrumente medicale şi o serie de alte aparate indispensabile pentru exploatarea industrială modernă de astăzi.

Expoziţia a atras de asemenea atenţia asupra maşinilor textile: automat de bătătură destinat pentru bobinarea automată a bătăturii; maşina Polycon de bobinare pentru prelucrarea fibrelor chimice, cu o capacitate de 60—80 % mai mare faţă de aceea a maşinilor folosite curent.

De asemenea, a fost expus războiul pneumatic cu jigloare P105, pe care se pot prelucra ţesături uşoare şi semiuşoare, asigurînd o creştere simţitoare a productivităţii muncii.

Noile modele de maşini de transport grele au fost reprezentate de mărcile Skoda, Praga şi Tatra. Au fost prezentate: autocamionul Skoda RTS-1, cu basculare rapidă a platformei şi cu oblon de protecţie pe partea din faţă (timpul de basculare este de circa 15 s, capacitatea utilă de încărcare de 6 450 kg, viteza maximă de 66 km/h şi consumul normal de combustibil de 25 l/100 km); Tatra 138 S, automobil de teren basculant în trei părţi, cu capacitate maximă de 12 t; Praga S 5 T, autocamion pentru diferite transporturi, cu capacitate maximă de 5 000 kg, viteza maximă de 70 km/h şi consumul de circa 18 l/100 km.

Întreprinderea pentru comerţul exterior Motokov a expus: răcitoare, maşini de spălat, aspiratoare, biciclete, motociclete, autoturisme, autocamioane şi maşini agricole. Au fost prezentate noile modele ale autoturismelor Skoda-Felicia, Skoda-Octavia şi Skoda-Octavia super. Motokov a prezentat, de asemenea, şi noul model de camionetă Skoda 1202, atingînd o viteză de 100 km/h la un consum de 8,5 l la 100 km, cu o capacitate de încărcare pînă la 600 kg.

Cele mai interesante exponate ale întreprinderii Technoexport sînt: modelul turbinei de abur de 100 MW, centrala de pompare, cazanul de regenerare, presa pentru plăci din aşchii de lemn.

Aproape toate exponatele industriei constructoare de maşini au fost prezentate în stare de funcţionare, iar anumite părţi ale expoziţiei au fost completate cu filme care au prezentat aspecte din cele mai diferite sectoare ale vieţii din Republica Socialistă Cehoslovacă.

A doua expoziţie industrială cehoslovacă din Bucureşti a prezentat succesele obţinute de poporul cehoslovac în dezvoltarea industriei şi a întregii economii naţionale, constituind un imbold pentru extinderea colaborării economice şi politice dintre R.P.R. şi R.S.C., pentru consolidarea păcii şi prieteniei între popoare.

Informaţii

SUDAREA MOLIBDENULUI CU FASCICUL DE ELECTRONI

În U.R.S.S. s-a cercetat sudarea cu fascicul (flux) de electroni a plăcilor de molibden cu grosimea de 1—3 mm. În acest scop au fost folosite plăci de molibden elaborate într-un arc electric cu vid, prin dublă retopire, precum şi plăci obţinute prin sinterizarea din pulbere metalică. Sudarea a fost făcută cu instalaţia P-971, folosindu-se un tub electronic de sudură cu sistem combinat de focalizare, care funcţionează la o tensiune acceleratoare pînă la 22 kV la un vid de $1-10^{-5}$ mm col. Hg. Comparîndu-se îmbinările sudate cu fascicul de electroni cu cele realizate prin sudare cu arc electric cu electrod de wolfram în mediu de heliu, s-a constatat că primul procedeu dă îmbinări sudate mai plastice, cu tendinţa de fisurare mult mai pronunţată. La temperatură mai mare decît cea de recristalizare, grăunţii din metalul cusăturii cresc mult, deoarece molibdenul este foarte sensibil la supraîncălzire. Îmbinările sudate la plăcile de molibden elaborate prin topire în vid au structură mai compactă şi plasticitate mai mare. Rezistenţa îmbinărilor sudate reprezintă 60% din rezistenţa metalului de bază la temperaturi normale, iar la temperaturi ridicate (1 000°C) este egală cu cea a metalului de bază.

ÎNCERCĂRI SEMIINDUSTRIALE ALE DIFERITELOR METODE DE PURIFICARE DE COBALT A ELECTROLITULUI DE ZINC

Pentru purificarea de cobalt a electrolitului de zinc, în U.R.S.S. s-au încercat două metode : prin cementare şi cu nitrozonaftol. În încercările de cementare s-au folosit ca adaosuri de activare telurul şi mercurul ; metoda permite purificarea electrolitului nu numai de cobalt, ci şi de nichel pînă la un conţinut sub 1% al fiecăruia dintre aceste elemente. În cercetările cu nitrozonaftol s-au folosit ca sorbanţi răşina AN-1 şi cărbunele activat KAD, acesta din urmă avînd o influenţă favorabilă şi în procesul ulterior de electroliză. Metoda cu nitrozonaftol este mai economică decît metoda de cementare. Pentru îndepărtarea nichelului de electrolit, se modifică schema de separare a cadmiului astfel ca nichelul să precipite o dată cu buretele de cadmiu.

O NOUĂ MAŞINĂ SEMIAUTOMATĂ PENTRU CONFECŢIONAREA MIEZURILOR PRIN ÎMPUŞCARE

Maşina automată model 348 NIIT Avtopran, realizată în U.R.S.S., serveşte la confecţionarea prin împuşcare a miezurilor mici cu greutate pînă la 2,5 kg în producţia de masă, de serie mijlocie şi mică, în cutii cu perete despărţitor orizontal şi vertical. Maşina este pneumatică şi funcţionează cu un releu pneumatic de timp. Ciclul de lucru al maşinii este de 3—5 s. Productivitatea maşinii este de 360 cicluri pe oră, capacitatea rezervorului de lucru fiind de 3,3 l, iar presiunea aerului în reţea de 5—6 kgf/cm^2.

Un avantaj important al maşinii constă în posibilitatea confecţionării miezurilor cu configuraţie complicată la o productivitate a muncii de două, trei ori mai mare în comparaţie cu metoda de confecţionare manuală.

DEFORMAŢIA BIMETALULUI TITAN-OŢEL ÎN TIMPUL LAMINĂRII

În studiul laminării bimetalelor titan-oţel, în U.R.S.S., s-a considerat drept criteriu al calităţii aderenţa dintre cele două straturi, determinată prin încercări de tracţiune pe direcţia perpendiculară pe suprafaţa de contact. S-a cercetat intervalul de temperaturi care favorizează obţinerea unei rezistenţe maxime, reducerile la laminare pentru obţinerea unei bune aderenţe a straturilor bimetalelor şi alţi factori care influenţează aderenţa. S-a constatat că aderenţa se măreşte o dată cu creşterea presiunii cilindrilor şi cu ridicarea temperaturii în timpul laminării. Mărirea grosimii stratului placat pînă la 27,8% din grosimea oţelului micşorează aderenţa ; peste această valoare a grosimii aderenţa nu mai scade. Durata de meţinere în cuptor nu influenţează aderenţa, însă o dată cu creşterea duratei de menţinere creşte şi adîncimea stratului de difuziune. Aderenţa este îmbunătăţită prin creşterea numărului de treceri la laminare.

O INSTALAŢIE MODERNĂ DE TURNARE ÎN COCHILE

În Anglia s-a realizat o instalaţie de turnare în cochile cu o productivitate ridicată şi o bună utilizare a maşinilor prin mecanizarea transportului între operaţii şi organizarea locului de lucru. Piesele sînt turnate sub presiune, pe maşini automate cu ciclu simplu şi cu comandă electronică ; maşinile sînt alimentate cu metal topit în cuptoare electrice de inducţie de 60 kW, prin intermediul unor creuzete de acumulare încălzite electric. Operatorii maşinilor de turnat comandă încărcarea pieselor scoase din maşină pe suporturi, care atunci cînd se umplu sînt antrenate de un transformator. Transformatoarele principale sînt prevăzute cu 170 conteinere, care transportă cîte 45 kg de piese fiecare. Întreaga instalaţie este controlată şi comandată de un sistem central electronic, care indică şi înregistrează continuu producţia pieselor pe maşinile de turnat şi deplasarea lor la diversele locuri de lucru. Această instalaţie semnalizează eventualele opriri sau deranjamente în fluxul tehnologic, dînd astfel posibilitatea de a se lua măsuri pentru înlăturarea deficienţelor.

INFLUENŢA ACOPERIRILOR DEPUSE PE CALE ELECTROLITICĂ ASUPRA REZISTENŢEI LA OBOSEALĂ ŞI ASUPRA FRAGILITĂŢII METALULUI DE BAZĂ

Acoperirea oţelului cu un strat de metal depus pe cale electrolitică în alte scopuri decît pentru mărirea rezistenţei la coroziune are aplicaţii tehnice limitate, deoarece procesul de acoperire provoacă o reducere a rezistenţei la oboseală a metalului de bază.

Cercetările efectuate în Anglia au arătat că prin reglarea corespunzătoare a condiţiilor de lucru se pot obţine straturi de acoperire cu caracteristici mecanice cel puţin egale cu acelea ale unui produs metalurgic la care metalul de bază nu ar avea tendinţă de fragilizare ceea ce determină o reducere a rezistenţei metalului de bază sub sarcină statică. Sub acţiunea unor solicitări alternante, depunerea electrolitică are însă adeseori ca efect o reducere importantă a rezistenţei la oboseală a metalului de bază. În cazul nichelării, s-au putut obţine rezultate mai bune prin adaosuri organice corespunzătoare. În cazul cromării oţelurilor care pot fi tratate termic la 440—480°C, fără a-şi reduce duritatea, pierderea de rezistenţă la oboseală a putut fi mult micşorată printr-un astfel de tratament după cromare. Reducerea rezistenţei la oboseală după nichelare sau cromare a putut fi obţinută prin împroşcarea cu alice a pieselor respective înainte de nichelare sau cromare şi prin tratarea lor termică după aceea pentru a elimina fragilitatea datorită hidrogenului. În ceea ce priveşte acoperirile de zinc sau de cadmiu, care sînt anodice faţă de oţel, ele nu au o influenţă dăunătoare asupra rezistenţei la oboseală.

POSIBILITĂŢI DE ELABORARE ŞI DE UTILIZARE A OŢELURILOR ALIATE CU AZOT

În R. D. Germană s-au făcut cercetări de laborator care au arătat că azotul se poate dizolva pînă la o proporţie de circa 7% în fier şi în feroaliaje. Conţinutul de azot determină stabilizarea austenitei, astfel încît în anumite condiţii el poate înlocui nichelul, Au fost elaborate după acest procedeu oţeluri austenitice de tipul $Cr-Mn-N_2$, cu rezistenţa la tracţiune de 82 kgf/mm^2 şi rezilienţa de 22 kgm/cm^2. Oţelurile cu azot au proprietăţi magnetice bune şi pot fi sudate cu uşurinţă. Conţinutul de azot este în medie de 0,20%. Prin introducerea acestor oţeluri se vor putea economisi cantităţi importante de nichel.

INJECTAREA DE CĂRBUNE ÎN FURNAL

Experienţele efectuate în S.U.A. au arătat posibilitatea înlocuirii parţiale a cocsului prin cărbuni. Cărbunii destinaţi injectării, sfărîmaţi şi ciuruiţi la o mărime de cel mult 3 mm, se fluidizează prin agitarea cu aer comprimat şi se introduc prin lănci de oţel dispuse la nivelul gurilor de vînt.

Deşi sînt încă necesare cercetări ample, din rezultatele de pînă acum se poate deduce că prin aplicarea acestui procedeu se obţine o serie de avantaje şi anume: reducerea cheltuielilor pentru combustibilul furnalului, mărirea randamentului furnalului, creşterea producţiei fără mărirea dimensiunilor furnalului, posibilitatea folosirii cărbunilor necocsificabili pentru înlocuirea unei părţi din cocsul necesar.

DEFECTE DATORITE CONTRACŢIEI ÎN PIESELE TURNATE DIN FONTĂ CENUŞIE — ACŢIUNEA FORMEI

În timpul solidificării fontei cenuşii, forţele de expansiune care se produc deformează pereţii de nisip ai formei, în cazul cînd forma nu este suficient de rigidă, ducînd la obţinerea de piese nesănătoase.

Pentru a obţine piese lipsite de porozitate trebuie să se acorde toată atenţia alegerii materialului de formare şi executării formei.

Este obişnuit, în multe turnătorii, în cazul obţinerii de piese nesănătoase să se cerceteze problema sub aspectul compoziţiei chimice sau, alternativ, să se sporească cantitatea de metal de alimentare. Înainte de a se lua în considerare aceste două aspecte este mai folositor a controla precizia dimensiunilor pieselor turnate, observînd în felul acesta dacă are loc creşterea formei şi, dacă este cazul, să se ia măsuri pentru a îmbunătăţi rigiditatea acesteia.

DEFECTE DATORITE CONTRACŢIEI ÎN PIESELE TURNATE DIN FONTĂ CENUŞIE — ACŢIUNEA MASEI METALICE

Cercetările efectuate pentru a stabili cauzele defectelor datorite contracţiei în piesele turnate din fontă cenuşie au arătat că, aproape în toate cazurile, aceste defecte pot fi atribuite unuia sau unei asocieri din următorii factori: compoziţia chimică nepotrivită; temperatura de turnare incorectă; întrebuinţarea fontelor nemodificate; calitatea nesatisfăcătoare a nisipului de turnătorie.

Întrucît la piesele turnate din fontă cenuşie golurile interne şi porii sînt asociaţi cu dilatarea ce se produce o dată cu formarea eutecticului austenită-grafit, formula carbonului echivalent este un bun indiciu în cunoaşterea compoziţiei eutecticului. Pentru a judeca influenţa compoziţiei chimice trebuie luată în considerare şi secţiunea piesei.

Temperatura de turnare ridicată determină creşterea contracţiei metalului lichid în timpul răcirii şi acţionează nefavorabil asupra formelor din nisip crud care nu sînt stabile la căldură şi prin aceasta asupra compactităţii.

Modificarea în căldare cu ferosiliciu sau silicocalciu produce porozitate internă, deoarece se măreşte dilatarea la solidificare; în acest caz trebuie să se acorde multă atenţie folosirii formelor.

CONTROLUL AUTOMAT AL COMBUSTIEI

Recent s-au fabricat două aparate electrice, care folosesc o celulă fotoelectrică pentru controlul automat al combustiei.

Primul aparat este un regulator termostatic al mersului arderilor cu petrol; se fabrică în diferite modele pentru toate instalaţiile mici şi mari.

Acest aparat pune în mişcare, reglează şi semnalează toate defectele de funcţionare.

Al doilea aparat controlează la distanţă emisia fumurilor dînd un semnal sonor şi vizual ori de cîte ori fumul depăşeşte o densitate determinată.

COLECTOR AUTOMAT DE PRAF CU FILTRARE CONTINUĂ

Acest nou colector de praf este un filtru continuu, folosind cantităţi limitate de aer comprimat drept mijloc de curăţare a elementelor filtrante şi fără nici o piesă mobilă.

Elementele de filtrare, confecţionate din ţesătură, sînt aşezate în două sau trei etaje suprapuse deasupra unei hote care adună praful şi îl expulsează periodic.

Fiecare etaj este alcătuit din 9 elemente, avînd o suprafaţă filtrantă de 5,72 m², care poate filtra în medie 50 m³/min.

Mai multe colectoare pot fi asamblate pentru a forma unităţi care pot filtra 2 800 m³/min.

CONTEINER DIN MATERIAL PLASTIC

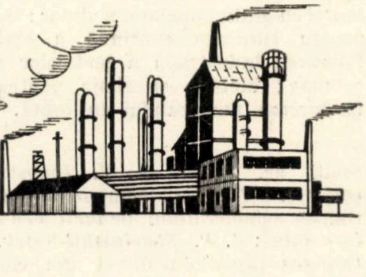
La Institutul de cercetări pentru tehnica ambalajelor din oraşul Praga a fost realizat un conteiner tipizat din material plastic, care va fi utilizat pentru transportul motoarelor de avioane şi al altor produse pentru industria constructoare de maşini din Republica Socialistă Cehoslovacă.

Noul conteiner este impermeabil, rezistă la acţiunea acizilor, cum şi la acţiunea soluţiilor de săruri şi produse petroliere. Conteinerul este termoizolant şi rezistă pînă la temperaturi care variază între −50°C şi +100°C.

LICHID CARE REDUCE TIMPUL DE RODARE AL MOTOARELOR, STRUNGURILOR ETC.

În R.S.S. Letonă, la Institutul de sinteză organică al Academiei de Ştiinţe, a fost elaborat un nou material denumit DPB-6. Prin folosirea acestui material timpul necesar rodării maşinilor a fost redus de cîteva sute de ori.

Este vorba de un lichid care are o compoziţie specială. Acest lichid adăugat la lubrifiant intră în reacţie cu metalul. Aşa de exemplu, datorită utilizării acestui lichid, procesul de rodare al noilor motoare, al strungurilor, al mecanismelor. a fost redus de la circa 100 de ore la numai o jumătate de oră.



Revista Revistelor

Liteinoe proizvodstvo, nr. 4/1962. *M. L. Zaslavski, A. I Mamocikin.* Piese turnate sub presiune în producţia de serie mică; *A. B. Kurdiumov, A. Sestîrev.* Cristalizarea aliajelor de magneziu, sub presiune; *A. I. Sulte, S. I. Gladki.* Probe turnate pentru controlul proprietăţilor mecanice ale pieselor de oţel turnate; *V. I. Loskutov.* Noi maşini de calcul indigene; *B. I. Alekseev, V. M. Iankelevici.* Regulator automat la îndesare prin scuturare; *I. I. Novikov, V. S. Zolotorevski.* Cercetări privind legile segregaţiei dendritice în legătură cu fragilitatea la roşu a aliajelor neferoase; *I. I. Novikov.* Alierea aliajelor neferoase pentru micşorarea fragilităţii la cald; *I. I. Prohorov.* Rezistenţa tehnologică a metalelor în procesul cristalizării la turnare; *I. I. Prohorov.* Plasticitatea metalelor la cristalizare; *V. P. Grebniuk,* N. A. *Efimov, V. I. Sapko.* Formarea şi eliminarea crăpăturilor în lingouri de oţel; *I. A. Trubiţin.* Mecanismul formării crăpăturilor la cald în piesele turnate din oţel; *I.A. Trubiţin.* Influenţa frînării contractiei liniare asupra rezistenţei la crăpare a pieselor turnate din oţel; *F.G. Balandin, I.A. Stepanov.* Despre interacţiunea dintre piesa turnată în curs de solidificare şi formă; O. *I. Koţiubinski, I. I. Oberman, M. A. Ghercikov.* O nouă metodă de îmbătrînire a pieselor turnate din fontă cu ajutorul tensiunilor termice.

Öntöde, nr. 3/1962. *P. Januszevicz şi J. Harpula.* Influenţa formelor coaje asupra vitezei de răcire a pieselor turnate din fontă; *K. Lehofer.* Relaţia dintre conţinutul de aluminiu solubil în acizi şi tendinţa de formare a crăpăturilor la cald; *J. Belan, B. Varsatz.* Analiza rapidă a componentelor binare de Cu cu ajutorul spectrometrului automat.

Przeglad Odlewnictwa, nr. 2/1962. *G. Kniaghinin.* Oţelul manganos austenitic rezistent la uzură; *R. Konsek.* Sudarea cu arc a fontei cenuşii cu electrozi E.Z.O.; *M. Pachowski.* Fonta cu grafit nodular la al 28-lea Congres internaţional al turnătorilor; *J. Mens.* Din experienţa folosirii plăcilor de model universale.

Prace Institutu Odlewnictwa, nr. 2/1962. *Jerzy Piaskowski.* Efectul înlocuirii cu FeSi şi grosimii peretelui piesei turnate asupra formei, mărimii şi cantităţii separărilor de grafit, în fonta cu grafit nodular. *Z. Lech, K. Korecki.* Alegerea unei metode de turnare în cochilă a epruvetelor din aliaje de aluminiu pentru încercări de rezistenţă la rupere. *W. Kajoch.* Proprietăţile aliajelor de turnare de zinc cu mangan şi cupru. *R. Krzeszewski, J. Buciewicz.* Determinarea efectului metodei de luare a probelor de fontă cu diferite conţinuturi de carbon asupra conţinutului total de grafit şi sulf. Nr. 3/1960: *Z. Zielinski.* Neomogenitatea principalelor caracteristici mecanice ale fontelor cenuşii turnate în piese.

Giesserei, nr. 6/1962. *G. Engels.* Explicarea schiţei de proiect a normelor V.D.I. 2288 privind limitarea evacuării prafului în mersul cubiloului. *A. Pacyna.* Calculul volumului de gaze arse de la gura de încărcare şi de la coş. *E. Weber.* Desprăfuirea cubilourilor sub aspect economic. *H. Eberhardt şi H. Weiand.* Instalaţie de încercare pentru dezvoltarea unui desprăfuitor electrostatic cu bandă de resort. *A. Frauenfelder, G. Urban.* Experienţe cu o instalaţie electrică de epurare a gazelor în spatele micilor convertizoare Bessemer.

Fonderie, nr. 191/1962. *E. Plénard.* Rolul grafitului în fontele cenuşii supuse eforturilor de tracţiune; Recomandările comisiei internaţionale, asupra metodelor de încercare a fontelor; *J. Menat.* Caracteristicile mecanice remarcabile ale unei epruvete de fontă maleabilă; Refolosirea zamacului la turnare sub presiune; Note bibliografice; Întrebuinţarea pieselor din oţel turnat cu rezistenţă înaltă în construcţiile aeronautice; Modul de topire influenţează asupra caracteristicilor mecanice ale fontei cu grafit lamelar. Nr. 192/1962. *A. Plesinger* şi *J. Klaban.* Fonta cenuşie sintetică elaborată în cuptor cu medie frecvenţă — Proprietăţi; *M. Jeancolas* şi *X. Virolle.* Preţul minim al maselotajului unei coroane de oţel nealiat prin folosirea produselor exotermice şi de răcire; Note bibliografice: Influenţa structurii fontei asupra uzurii cămăşilor cilindrilor de motor şi a segmenţilor de piston; Locul formării nodurilor de grafit în timpul solidificării fontei. Contribuţii la acest studiu.

Fonderia nr. 3/1962. Întrebuinţarea întăritorilor plastici în turnătorie; Controlul conţinutului de hidrogen al oţelului în timpul topirii; Comparaţie între diferitele metode de producere a miezurilor; Noua dezvoltare a procedeului de turnare în forme coji pentru oţel; procedeul chillmet. Producerea lingourilor cu structură orientată; Fonta pentru emailare; Dozarea oxigenului în metale; Influenţa aluminiului asupra microstructurii fontei cu grafit lamelar şi nodular; Modele pentru turnarea continuă a oţelului. Folosirea industrială a metalelor puţin comune; Metode şi aliaje pentru introducerea magneziului în fontă.

Stali, nr. 1/1962. *A. V. Rudneva* şi colectiv. Variaţia compoziţiei materialelor aglomeratului, pe înălţimea cuvei furnalului; *I. P. Slotvinschii-Sidak.* Extragerea vanadiului direct din concentratele ferovanadice (titanomagnetitice); *A.P. Pavliucenko, I. G. Holacev.* Pulsaţia preîncălzitoarelor de aer pentru furnale (cowpere); *A. N. Pohbisnev şi colect.* O nouă instalaţie pentru încărcarea furnalelor; *A. P. Varşavski, E. I. Dikstei.* Folosirea diferitelor aglomerate în cuptoare Martin mari; *V.S. Kocio şi colect.* Analiza comparativă a regimului termic a 2 cuptoare Martin de 500 t; *A. I. Stroganov şi colect.* Bilanţul termic al maselotei lingoului; *N. M. Lapotiski.* Particularităţile lingourilor la turnarea continuă; *V. A. Bron, L. B. Horoşavin.* Procese fizico-chimice de formare a uzurii vetrei cuptoarelor Martin la elaborarea rapidă; *I. A. Garebskih.* Avantajele şi problemele îmbunătăţirii topirii electrice a oţelului, sub zgură; *M. I. Brovman şi colect.* Cercetarea parametrilor energetici ai laminorului 2800 de la Orsko-Halilovsk; *G. M. Kaţnelson.* Profilarea cilindrilor laminoarelor de tablă subţire; *M. G. Mirer.* Despre condiţiile de tensiune constantă la laminarea tablei; *G. A. Frikke* şi *V. A. Gladkovski.* Despre tensiunile şi plasticitatea metalului la fabricarea conductelor de gaz sudate electric; *V. I. Svecinikov, I.H. Truş.* Influenţa azotului asupra fragilităţii la rece a oţelului fosforos, cu conţinut mediu de carbon şi arseniu; *M. I. Tehanski, M. I. Şiskina.* Studiul radiometric al influenţei cărămizilor refractare asupra conţinutului de incluziuni nemetalice din oţel; *A. M. Svistunov.* O nouă fabricare a oţelului rapid R18; *A. G. Ivanov.* Despre noile oţeluri rapide; *A. M. Ghenesi.* Folosirea deşeurilor metalice ce conţin arsen; *M. A. Ghinkov şi colect.* Curgerea gazelor şi repartiţia presiunii în cuptoare-cameră cu multe zone; *G. I. Ianchelevici şi G. I. Reznicenko.* Adăugarea capetelor de oţel în fontă pentru turnarea lingotierelor; *I. F. Grijenia şi colect.* Curăţirea gazului de furnal la elaborarea feromanganului.

Hutniké, listy nr. 3/1962. *M. Beneş.* Determinarea nr. probelor şi a preciziilor din punct de vedere al dinamicii procesului de flotaţie; *L. Zdenék* şi *J. Beăvár.* Elaborarea fontelor aliate cu Cr-Ni în convertizor; *M. Brzobohaty.* Efectul formării crăpăturilor în lingourile de aliaje Al-Cu-Mg în turnarea semicontinuă; *J. Fiala.* Căile de mărire a durabilităţii căptuşelii oalelor de turnare de la oţelărie. *K. Hazanec* şi *S. Kamenska.* Contribuţii la studiul genezei unor fisuri în martensita din oţelurile de înaltă rezistenţă.

Kohaszati lapok, nr. 3/1962. *G. Sigmond şi colect.* Calculul corelativ la o uzină de aluminiu cu ajutorul maşinii electronice; *E. Balazs.* Despre problema băilor electrolitice anodice de aluminiu, cu electrozi verticali; *L. Horvat.* Metoda de lucru cu adaos dublu de Zn şi necesarul minim de Zn în metoda Porkes. *D. Csépa.* Îmbunătăţirea productivităţii şi economicităţii cuptoarelor Martin, cu ajutorul ejectorului legat de grătarul secundar al coşului de fum; *I. Jobaházi* şi *E. Zoltai.* Atmosfera carburantă a cuptoarelor pentru cementare cu gaz, care lucrează direct cu adiţionare de hidrocarburi lichide; *A. Czeke.* Experienţe privind construcţia cuptoarelor Siemens Martin; *Z. Sövegjarto.* Experienţe industriale privind topirea cristalelor de magneziu. *A. Horvath.* Experienţe noi în prelucrarea minereului de mangan cu carbonaţi şi silicaţi din Urkut.

Stahl und Eisen nr. 5/1962. *Höffken Erich şi Theo Kootz.* Conţinutul de azot al oţelului Martin în cuptor, în timpul turnării şi în piesele turnate; *Seidel Max.* Aprovizionarea cu oxigen a pieselor de oţel. Producerea oxigenului în uzină, înmagazinare şi păstrare sau amenajament combinat, distribuit prin canalizare la mare distanţă; *Henks Albert*; Oale de zgură fabricate din oţel turnat. *Gassner Ernst şi O. Svenson.* Influenţa oscilaţiilor suprapuse asupra rezistenţei la oboseală; *Koniger Alfred.* Studii comparative ale rezultatelor încercărilor de ambutisare adîncă după Swift şi Erichsen asupra oţelurilor moi. Nr. 6/1962; *J. Billigman, J. Lenze.* Experienţe şi cunoştinţe noi căpătate în studiul mersului unui laminor tandem la rece la viteză mare; *Horstman D.* Influenţa compoziţiei chimice şi a structurii oţelului şi a stratului de zinc asupra proprietăţilor tablelor superficial zincate, laminate la rece; *M. Beisch, H. H. Frensch.* Costul standard calculat în ipoteza fabricării pieselor într-un laminor la rece de tablă subţire.

Archiv für das Eisenhüttenwesen Nr. 2/1962. *Orths Kurt.* Proprietăţi superficiale ale fontei şi oţelului lichid ca criteriu metalurgic; *Kock, W.* Comportarea cuprului, fosforului şi arseniului în cursul separării electrolitice a aliajelor de Fe; *Baümel, A* şi *Thomich, W.* Încercarea unui electrolit acid, glicolclorhidric, pentru separarea reziduurilor de oţel chimic stabile; *Laffolie H.* Contribuţii la analiza oţelurilor aliate prin spectrometrie cu raze X; *Krisch, A.* Interpretarea rezultatelor încercărilor de fluaj; *G. Rassmann, H. Wich.* Proprietăţi electrice şi magnetice ale aliajelor fier-aluminiu funcţie de structura lor; *G. Rassmann, O. Henkel,* Proprietăţi magnetice permanente ale aliajelor Fe-Mn-Ti deformabile; *M. Nacken, J. Rahmann.* Cercetări asupra îmbătrînirii prin călire a oţelurilor cu azot, prin măsurarea amortizării cîmpului coercitif şi examinarea diagramelor de revenire.

Revue de Métallurgie, nr. 2/1962. *J. Raquin* Recarburarea prin insuflarea pulberilor. Sinteza rezultatelor obţinute de I.R.S.I.D.; *E. Pouillard.* Contribuţii la studiul fenomenelor de relaxare a plăcilor de oţel pentru sudură, foarte groase; *P. Ruault, V. Husarek.* Folosirea ultrasunetelor pentru controlul sudurii tuburilor, făcută în uzină sau pe şantier; *K. Köstlin, O Schaabei.* Deformarea la rece a unui aliaj AlMgSi, după încălzirea de trecere în soluţie, cu sau fără durcisare la cald preventiv; *Y. Bresson, M. Renouard.* Tendinţe actuale în tratamentele termice ale aliajelor uşoare; *D. Whithwane, J. Herenguel.* Recoacere parţială după ecruisaj. Restabilire cu sau fără recristalizări succesive.

Les Mémoires scientifiques nr. 2/1962. *Ch. Renon, H. Martinod şi J. Calvet.* Aspecte micrografice legate de fluajul aliajelor de aluminiu; *P. Ravizza.* Influenţa condiţiilor de deformare la cald şi de tratament termic asupra recristalizării oţelului semiferitic 19/2 cu Cr-Ni; *A. Accary şi J. Trouvé.* Obţinerea prin fritaj a aliajelor uraniu-carbon; *W. Truszowski şi Z. Bojanski.* Despre anizotropia oţelului inoxidabil 18/8 laminat la rece; *H. Marquis, A. Dubé şi G. Letendre.* Variaţiile frecării interne şi modulului de forfecare în timpul revenirii oţelurilor călite; *A. Galibois* şi *A. Dubé.* Efecte metalografice obţinute prin oprirea precipitării constituenţilor protectori în oţeluri; *M. Yunus, C. Capel-Boute* şi *C. Decroly.* Influenţa zincului asupra electrocristalizării cobaltului; *M. Krupkowski şi A. Litwora.* Influenţa vitezei de încercare asupra rezistenţei la deformarea plastică a metalelor.

Stankii Instrument nr. 2/1962. *V. A. Kudinov, N. M. Lisiţîn* — Factorii de bază care influenţează asupra uniformităţii deplasării meselor şi suporţilor la maşini-unelte în caz de frecare mixtă; *V. I. Scerbakov, L. M. Pomernaţev, S.A. Iudiţki.* — Dispozitive de comandă pneumatice universale; *A. F. Muştaev* — Jocuri în dispozitivul de acţionare pentru avansul maşinilor de frezat şi rabotat de tip greu; *G. B. Lurie, P. M. Poleanski, V. V. Mazurkevici* ş.a. — Automatizarea maşinilor de rectificat rotund; *F. S. Dihtear* — Calculul profilului sculelor discoidale şi cu ax în baza formulelor generalizate; *A. G. Smulevici* — Utilizarea raţională a lungimii frezei melc la operaţia de degroşare la confecţionarea roţilor dinţate; *M. B. Gordon, A. N. Reabcikov, V.V. Podgorkov* ş. a. — Automatizarea instalaţiilor pentru alimentarea lichidului pulverizat în zona de aşchiere; *V. P. Jed* — Trecerea în revistă a tipurilor de mandrine universale pentru strunguri cu închidere cu cheie, fabricate în străinătate *B. L. Smolenski, M. A. Rohlenko* — Dispozitiv universal pentru prelucrarea suprafeţelor sferice; *G. M. Borodulin* — Maşina pentru curăţirea mecanică a pieselor pe direcţia orizontală; *I. I. Sveatnîi* — Noi aparate pentru controlul activ *I. A. Ciumakov* — Scule bimetalice de tipuri noi.

Mehanik nr. 4/1962. *M. Szafarczyk* — Comanda maşinilor-unelte pentru aşchierea metalelor. *M. Korycinski* — Maşini de rectificat la Expoziţia Europeană de maşini-unelte de la Bruxelles; *J. Czwalga* — Problemele speciale ale roţilor evolvente cu dinţi drepţi cu angrenare interioară; *S. Erbel, K. Kukzinski* — Formarea hidraulică a burdufurilor elastice; *Z. Steininger, T. Dolnicki* — Influenţa mediului lichid asupra productivităţii tratamentului cu scîntei electrice; *T. Kalevski* — Deformaţia inelelor de rulmenţi; *J. Jezierski* — Prelucrarea aliajelor de titan prin trefilare; *M. Axentowicz, K. Ostrowski* — Noua orientare în dezvoltarea prelucrării siuperficiale a metalelor în U.R.S.S.; *J. Jezterski* — Prelucrarea centrifugală a axelor şi găurilor cu ajutorul bilelor; *A. Sztarejko* — Perii cilindrice din sîrmă; *S. Krassowski* — Înregistrare tehnică; *M. Szafarczik* — Conferinţa internaţională de la Manchester cu privire la problemele prelucrării; *E. Gorski, T. Iglantowicz* — Normalizare.

Przeglad Mechaniczany nr. 7/1962. *R. Sobolski, H,, Hawrylak* — Analiza necesarului şi posibilităţile producţiei naţionale de maşini pentru cariere de exploatare a cărbunelui brun; *J. Panasiuk* — Calculul rezistenţei îmbinărilor cu flanşe; *H. Bielicki* — Influenţa jocului radial al lagărelor de rulare asupra vibrării axelor în rotaţie; *A. Wajand* — Noua componenţă a motorului în stea rotativ; *A. Kaniewski* — Linii automate de maşini-unelte, compuse din maşini-unelte de tip normal; *Z. Wisnievski* — Folosirea încercărilor tehnologice pentru determinarea proprietăţilor de ambutisare a tablei.

Jemna Mehanika a Optika nr. 4/1962. *B. Ganak* — Caracteristicile elementelor elastice, curbate pînă la forma unui arc de cerc; *Z. Lgotak* — Cu privire la tehnologia prelucrării monocristalelor de halogenuri alcaline şi altor cristale dizolvate în apă; *E. Kaspar* — Variaţia erorii de deviaţie a razei în funcţie de erorile de fabricaţie ale unghiurilor prismei optice; *V. Bilek* — Cu privire la alegerea corectă a cercurilor de dispersie; *R. Novak* — Polarizarea luminii; *M. Pavlinec* — Măsurarea unghiurilor şi conurilor cu cale planparalele, role şi bile de măsurare; * * * — Simplificarea operaţiilor cu şurubelniţă; *A. Mahan* — Procedee speciale pentru îmbinarea pieselor; *P. Svoboda* — Cu privire la tehnologia pieselor din punctul de vedere al prelucrării fără aşchiere; *L. Kucera* — Bandă de film cu lăţime de 70 mm.

Der Maşinenbau nr. 4/1962. *F. Hofinghoff* — Întreceri în producţie şi calitate; *J. Beyer* — Sarcinile Direcţiei de încercare a materialelor şi mărfurilor din R.D.G.; *J. Nasdala* — Planul „Tehnica nouă" şi fişa tehnică a produsului; *K. H. Muhme* — Despre creşterea nivelului tehnico-ştiinţific al uzinelor de construcţii de maşini; *G. Kuhn* — Mărfuri de larg consum de calitate superioară; *R. Eckelt* — Creşterea negativă a calităţii; *W. Haberacker* — Despre precizia formei şi calitatea suprafeţei la rectificare; *W. Haberacker* — Aplicaţii la corpuri de polizat; *W. Haberacker* — Despre reutilizarea corpurilor de polizat; *G. Koblank* — Materiale auxiliare pentru polizat; *K. Wanke* — Îmbunătăţirea şi tratamentul termic special al arcurilor trase la rece; *H. Werner* — Sistemul de piese unificate în cadrul diviziunii internaţionale a muncii.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

solex

Produse chimice

Pigmenți anorganici, sub formă de pulbere albă amorfă

Oxid de zinc calitatea I

Bioxid de staniu

Litopon

PRODUSE METALURGICE

1. Aliaje antifricțiune. Compoziție Y.Pb 98% — Bahnmetall, aliaj antifricțiune utilizat la cuzineții de vagonete, vagoane de cale ferată (marfă și persoane) și pentru axe cu 300—400 rot/min.

— Compoziția Y.Sn 10% — Weissmetall se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, la biele și osii de locomotive cu viteză mare.

— Compoziție Y.Sn 83% se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, turbine de abur, turbo-compresoare, motoare Diesel cu viteză mare, electromotoare etc.

2. Aliaje tipografice, folosite în industria tipografică pentru turnarea materialului tipografic :

Monotip — aliaje pentru mașinile de cules monotip.

Linotip — aliaje pentru mașinile de cules linotip.

Stereotipie — aliaje pentru plăci de stereotipie.

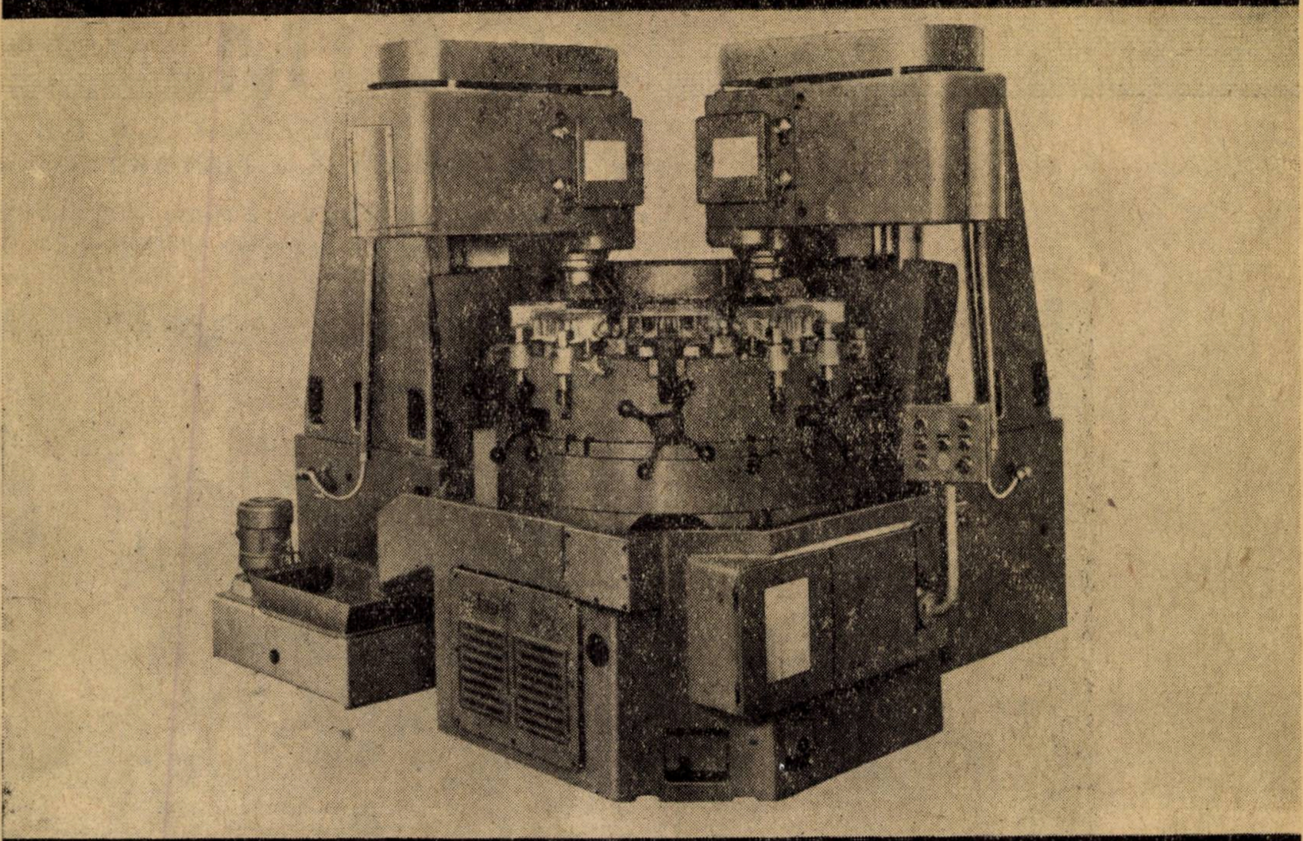
3. Alamă turnată în blocuri — AMTO — utilizată pentru armături, piese de ornament, piese diverse.

4. Bronz cu staniu — aliaje de cupru cu staniu — servesc la turnarea lagărelor pentru mașini-unelte, organe de mașini, armături speciale, lagăre pentru material rulant, armături la presiune etc.

5 Aliaje de cositor pentru lipit utilizate la lipit plumb, alamă, cupru, lipituri la flacără în tinichigerie, lipituri pe tablă de zinc, sîrmă galvanizată, lipituri pe tablă de alamă, tablă cositorită, conductoare electrice, lipituri la contoare electrice, lipituri fine în electricitate și radiofonie.

6. Aliaje de zinc (Zamak-uri) folosite în industria constructoare de mașini pentru armături, carburatoare și ca aliaje de înlocuire.

INTRAREA TORENTULUI Nr. 4 — BUCUREȘTI



Maşină de frezat verticală Olivetti F G 4/2

cu două capete de frezare independente, prin reunirea într-o singură operaţie a degroşării şi finisării piesei.

Caracteristici generale

Masa: mişcarea de lucru rotativă. Posibilitatea de a trece de la viteza de lucru la viteza de mişcare rapidă în acelaş ciclu al rotaţiei, prin intermediul unei came speciale de comandă. Viteza de lucru raportată la diametrul de 1000 mm: de la 56 la 2000 mm/min. Timpul unei rotaţii de la 56 la 1,6 min. Numărul de turaţii ce se obţin: 32. Diametrul mesei: 1100 mm.

Capetele de frezare: pe această maşină se pot monta normal două tipuri de capete de frezare cu lo CP pe axă (capul U 10 normal cu 63-800 rot/min ale frezei şi 12 turaţii şi capul U lo R special pentru aliaje uşoare cu 500-5600 rot/min ale frezei şi 8 turaţii).

Greutatea maşinii (cu două capete) cca 7900 Kg. Aparatura electrică Allen Bradley în dulap separat. Maşina poate fi furnizată şi în varianta cu un singur cap.

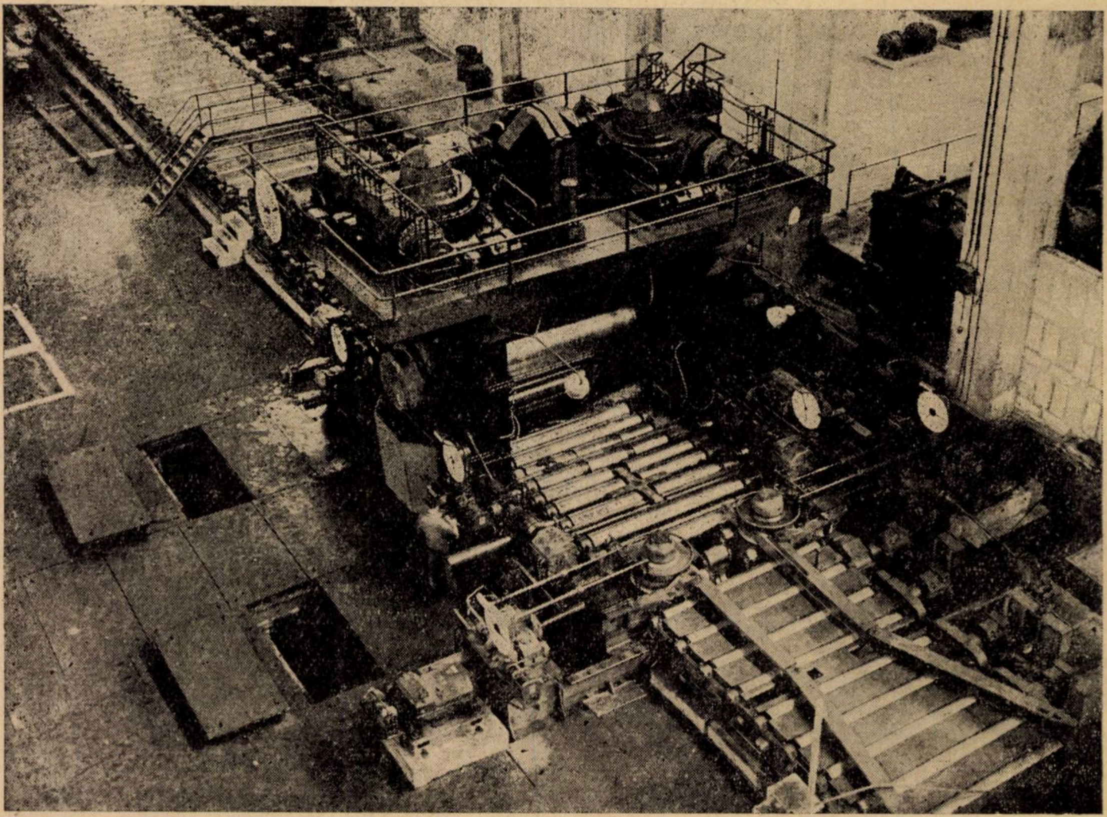
Caracteristica principală a maşinii de frezat verticale Olivetti F G 4 este totala suprimare a timpilor morţi: destinată în particular pentru lucrări de serie mijlocie şi mare în mecanica uşoară şi semiuşoară, maşina lucrează cu ciclu continuu fără întreruperea continuităţii între mişcările de alimentare şi de lucru.

	Maşini Unelte	**olivetti**	**Macchine utensili**
		Ing. C. Olivetti & C., S.p.A. San Bernardo d'Ivrea (Italie) Tel. 3621	

SECIM

DIVISION LAMINOIRS
Etablissements **DELATTRE & FROUARD** Réunis

12 rue de Metz • COURBEVOIE (Seine) • FRANCE
Telefon: DEF. 42-60 • Adresa telegrafică: SECIMMILL PARSI



Legenda figurii:
Cajă quarto reversibilă degrosisoare de 700/1 370 × 2 840 pentru tren de laminare în benzi la cald pentru aluminiu și aliaje ușoare.

Unele produse în curs de realizare:

— Un tren de laminare coatinuă cu benzi la cald de 2000 mm, cu 12 caje.

— Un tren de laminare pentru table groase de 2800 mm, pentru export.

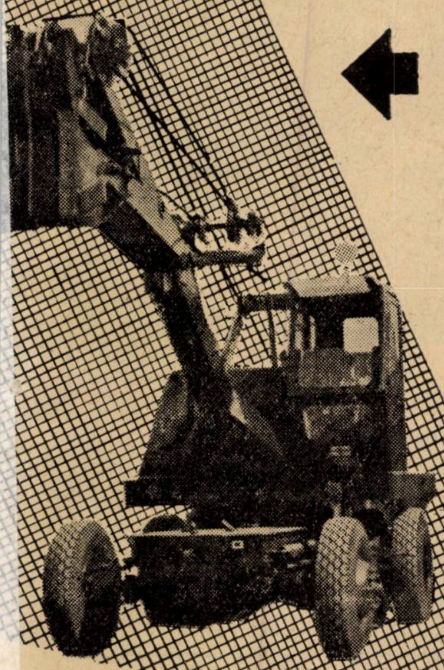
— Un tren de laminare continuă pentru țagle, cu 4 caje.

— Un tren de laminare pentru profile fasonate cu aripi largi pînă la 600 mm.

— Un tren de laminare pentru profile fasonate cu aripi paralele pînă la 300 mm.

Standul Expoziției tehnice franceze din București

Uzina de utilaj greu
BRAILA



EXCAVATOR DE 0,3 m³ CAPACITATE

Mașina este folosită pentru lucrări de construcții, săpături, construcții de drumuri și operații de încărcare.

Excavatorul este o mașină universală care se poate echipa cu următoarele utilaje de lucru:

- — cupă directă
- — cupă inversă
- — macara de montaj
- — draglină
- — graifăr.

Excavatorul de 0,3 m³ are trenul de rulare pe pneuri, cu ambele osii motoare.

Comenzile sînt hidropneumatice.

Excavatorul de 0,3 m³ este echipat cu motor Diesel D—35 M.

CONCASOARE 4A ȘI 6A

Concasoarele cu fălci de tipurile 4A și 6A sînt utilaje ce se întrebuințează la sfărîmarea rocilor dure și semidure, a minereurilor și pietrelor folosite în industria extractivă, în construcția drumurilor și căilor ferate.

Productivitatea acestor utilaje variază după tip, între 4 și 5 m³/h pentru tipul 4A, și între 8 și 10 m³/h pentru tipul 6A.

Puterea de acționare a utilajului este de 10 CP pentru concasorul 4A și 20 CP pentru concasorul 6A.

Grosimea maximă a pietrelor ce pot fi sfărîmate este de 130—170 mm pentru concasorul 4A și 140—200 mm pentru concasorul 6A, după lățimea deschiderii și felul materialului de sfărîmat.

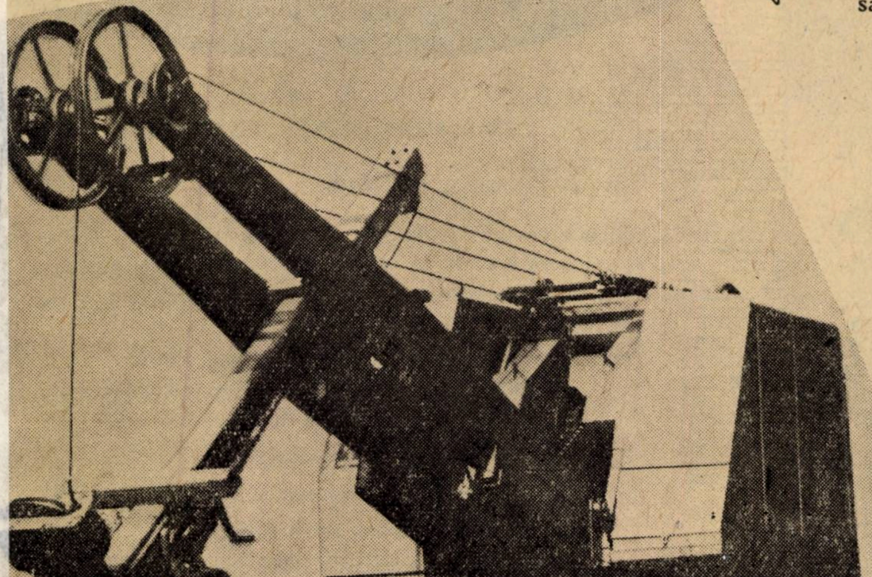
EXCAVATOR DE 0,5 m³ CAPACITATE

Mașină universală, pe șenile, cu multiple întrebuințări în domeniul lucrărilor de construcții, săpături, construcții de drumuri etc.

Excavatorul poate fi dotat la comandă cu lingură de înălțime, lingură de adîncime, braț pentru macara și draglină.

Comenzile sînt hidromecanice.

Excavatorul este echipat cu motor Diesel 80 CP.



RULOU COMPRESOR DE 10 TONE

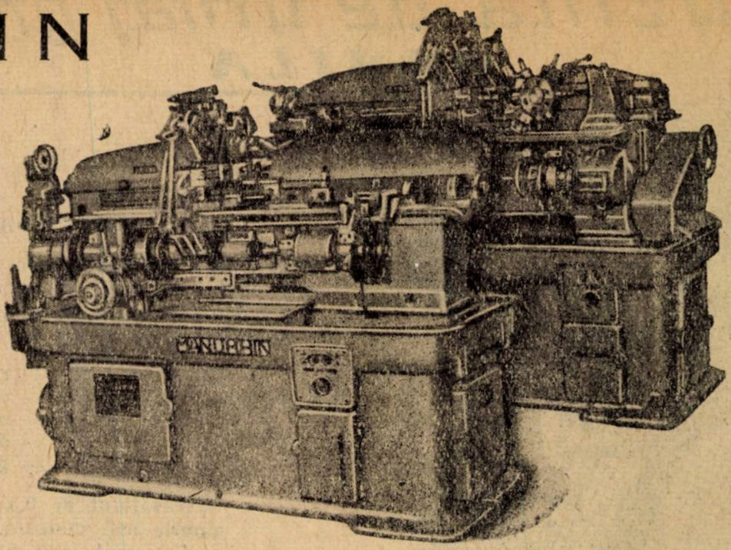
Mașină rutieră de nivelat și compa utilizată în construcții de drumuri și șo

Ruloul compresor de 10 t poate fi l la comandă specială cu instalație de str care servește la umezirea cu emulsie a lindrilor mașinii atunci cînd se cilindr asfalt rece.

Totodată poate fi echipat la comand dispozitiv de scarificare pentru dislocare o anumită adîncime a pămîntului dur.

MANURHIN

va prezenta în cadrul Expoziţiei franceze din Bucureşti, între 16 şi 26 iulie 1962, cele două tipuri de strunguri automate TR şi PF, care sînt fabricate în 6 modele, de la 16 la 65 mm pentru strungurile TR şi de la 16 la 80 mm pentru cele PF.



ALTE PRODUSE SÎNT:

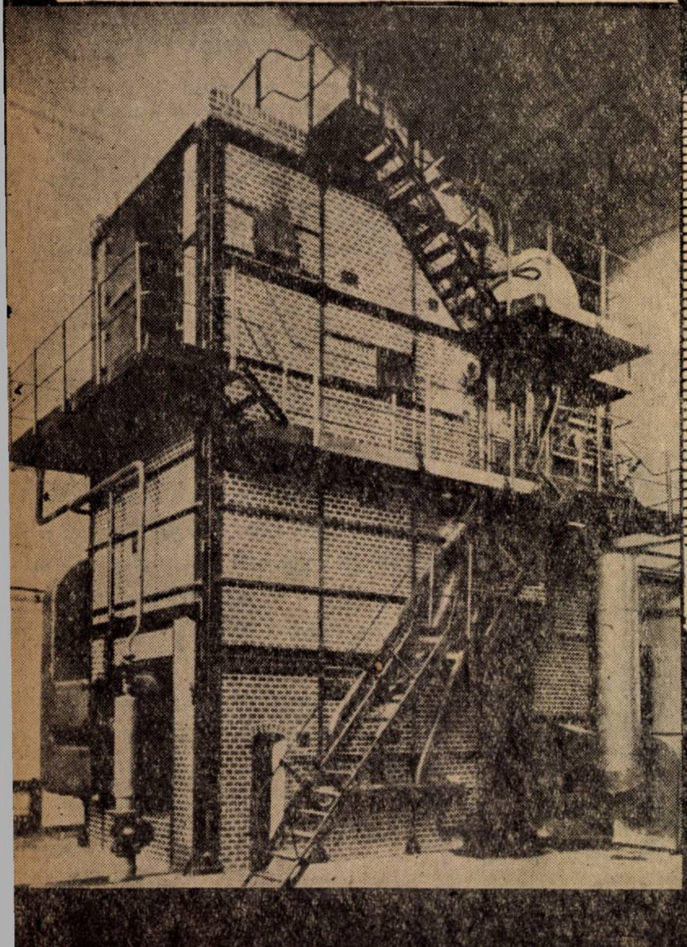
- ***Aparate şi instrumente de măsurat de înaltă precizie***
- ***Maşini pentru industria alimentară***

MANUFACTURE DE MACHINES DU HAUT RHIN
SOÇIETATE ANONIMĂ PE ACŢIUNI CU CAPITAL DE 20 000 000 FRANCI NOI

MULHOUSE BOURTZWILLER (HAUT RHIN) FRANCE
Adresa telegrafică: MANURHIN MULHOUSE ● Telefon: MULHOUSE 45.14.01
Telex.: 87—930 MANURHIN MULHOUSE

UZINA de UTILAJ PETROLIER ŞI CHIMI

BUCUREŞTI



RAION V.I.LENIN Str. S.VULCAN N
CENTR. TELEF 13.22.60, 13.22.69 13.22.68 13.22.67 13

UTILAJ CHIMIC ŞI RAFINĂRII

- Coloane de fracţionare
- Aparate de schimb de căldură
- Vase de depozitare
- Recipienţi sub presiune de diferite tipuri

UTILAJ PETROLIER

- Pompe de noroi „Tripl
- Unităţi de pompare
- Separator de gaze.

CAZANE INDUSTRIALE DE ABUR

- Instalaţii complete pentru tipuri ignitubulare şi aquatubulare dela 1 la 50 t/h.
- Presiune între 6 şi 40 kgf/cm^2
- Temperatură de supraîncălzire, pînă la 450°C
- Combustibil solid, lichid şi gazos.

SOMMAIRE

Metallurgie

Vlad Cardaş : **La mise en action pneumatique des cônes de chargement des hauts fourneaux nr 1 et 2 de Reşiţa et nr. 7 de Hunedoara.**

L'article comprend la description, les calculs qui ont été à la base du projet, les problèmes de construction et le comportement de l'instalation de mise en action des cônes des hauts fourneaux de Reşiţa et Hunedoara.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7 pag. 577—586

Dante Cosma, Ştefania Baicu, Ardaş Kundacgian et *Hilda Hubert* : **Contributions à l' obtention d'un acier réfractaire ferrito-martensitique pour les aubes des turbines à gaz.**

On y présente les résultats des recherches réalisées en vue d'obtenir un acier réfractaire ferritique pour les aubes des turbines à gaz possédant une microstructure et des propriétés mécaniques comparables à celles d'un acier de référance. On y signale et on explique les causes principales des defections qui surviennent fréquemment au moment de l'elaboration de la fonte et des aciers, ainsi que les mesures prises pour les éviter ou les éliminer. On indique aussi les conditions de traitement thermique, destinées à assurer aux matériaux étudiés le maximum de propriétés de fluage.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 586—593

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu et *Vasile Ursu* : **Observations en marge de la rupture due à la fatigue de certains vilbrequins des moteurs Diesel.**

On interprète les ruptures des vilbrequins des moteurs Diesel de 120 —220 CV, du type MG, et on établit sur ces interprétations les conclusions concernant les causes des ruptures.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag.593—599

Iulian Oprescu : **Considérations concernant la théorie et le calcul des machines à mouler par jet de sables.**

On présente la théorie générale de la cynématique du procédé de travail de la tête de jet ,en établissant les relations pratiques de calcul des ses principales caractéristiques et en analysant l'influence des paramètres du proces de travail sur l'angle d'écart de la verticale de la direction du jet, ainsi que sur la vitesse du jet.

En se basant sur cette théorie, on propose une méthode de calcul de la tête de jet, qui a comme prémise d'assurer la dispersion minime du jet de moulage, ainsi qu'une méthode de réglage qui assure la stabilité de fonctionnement des machines. On y donne les nomogrammes de calcul de la tête de jet qui permettent un calcul rapide et commode.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 599—611

De l' experience des usines et des laboratoires

Liviu Bera : **Le décapage par application de pâtes chimiques et son utilisation aux usines ,,Independenţa"-Sibiu.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 612—615

Laurenţiu Sofroni, Doina Olărescu : **Observations concernant le coulage des bronzes d'aluminium.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 615—618

Construction de machines

Nicolae Peligrad et *Valentin Atanasiu* : **Contributions à la mise en mouvement des tables Rotary dans les instalations de forage par l'intermédiaires des transmissions hydrodynamiques.**

On étudie d'abord le problème du nécessaire de puissance et de couples pour entraîner la table Rotary. On y montre les facteurs qui influencent la grandeur des puissances consommées par la table Rotary et on y fait les calculs, comparés aux valeurs expérimentales .

Connaissant les besoins de puissance et de couples de la table Rotary, on montre par la suite le mode de transmission de ceux-ci des groupes de forces de l'installation à la table par le moyen des transmissions hydrodinamiques.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 619—635

Ion Bălănescu : **Les tolérances de montage des voies des ponts roulants.**

On propose des tolérances pour le montage des voies des ponts roulants, tout en justifiant le choix des paramètres respectifs.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 635— 638

Raul Septilici : **Sur la standardisation des nouveaux filetages métriques.**

On expose les problèmes de standardisations liés à l'introduction des nouveaux filets métriques. On analyse les nouveaux standards pour les filetages métriques, ainsi que les differents aspects de l'application de ces standards.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 639—642

De l' experience des usines et des laboratoires

Mircea Manolache : **Comparaisons entre le soudage manuel et le soudage avec appareil special des boulons et des vis prisonnières.**

On decrit le nouveau procédé de soudage des boulons et des vis prisonnières appliqué aux chantiers-navals de Galaţi, en comparant ce procédé au procédé de soudage avec électrodes enrobés.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 642— 646

Pour le jeune ingenieur

Gheorghi Vasiliev et *Radu Cunescu* : **L'application de la théorie de l'éffet de contour au calcul de resistence des fours rotatifs.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 646—653

DOCUMENTATION 654—660
COMPTES-RENDUS 661—662
CHRONIQUE 662—667
INFORMATIONS 668—669
REVUE DES REVUES 670—671

CONTENTS

Metallurgy

Vlad Cardeş : **The pneumatic drive of cones of the blast furnaces No. 1 and No. 2 in Reşiţa and No. 7 in Hunedoara.**
This paper presents the description, basic designing, calculation constructive problems and the behaviour of the instalation driving the cones of Reşiţa and Hunedoara blast furnaces.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 577—586

Dante Cosma, *Ştefania Baicu*, *Ardaş Kundacgian* and *Hilda Hubert* : **A contribution to the obtention of a ferritomartensitic refractory steel for gas turbine blades.**

The results are given of researches carried out for obtaining ferritic refractory steel for gas turbine blades whose microstructure and mechanical properties are comparable to those of a reference steel. The authors point out and explain the causes of the main faults frequently occurring during the elaborating and casting of steels as well as the ways of avoiding and overcoming them.

The heat treatment conditions assuring the optimum creep properties of the material are also discussed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 586—593

Pamfil Iliescu, *Cornel Rizescu* and *Vasile Ursu* : **Some observations concerning the fatigue breaking of some crank shafts in Diesel motors.**

Crank shaft breaking in 120—220 HP of the M G type are discussed and several conclusions reached concerning their causes.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 593—599

Iulian Oprescu : **Some considerations regarding the theory and calculation of sand jet moulding machines.**

The author presents the general theory of the cinematic stage in manufacturing the projecting head, and establishes the practical calculus relations concerning its main characteristics. The influence is inclused of the working process parameters on the angle deviation from the vertical of the projecting direction as well as on projecting speed .

Based on this theory,the author suggests a method for computing the projecting head starting from the premise of ensuring the minimum dispresion of the moulding jet. He also suggests a regulating method ensuring the stability of machines during operation. Some nomograms are given allowing the rapid and easy computation of projecting heads.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 599—611

From the experience of our works and laboratories

Liviu Bera : **Pickling by means of chemical pastes and its utilization at the Independenţa works in Sibiu.**

Metalurgia şi Construţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 612—615

Laurenţiu Sofroni and *Doina Olărescu* : **Some observations concerning the casting properties of aluminium bronzes.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 1962) nr. 7, pag. 615—618

Machine building

Nicolae Peligrad and *Valentin Atanasiu* — **A contribution to the driving of rotary tables in drilling installations through hydrodynamic transmissions.**

This paper firstly analyses the powers and torques requierd for the driving of the rotary table.

The factors affecting the amount of power consumed by the table are shown and the calculus made are compared to experimental values.

After determining the power and torque requirements of the rotary table, the authors deschribe the way of transmitting them from the power groups to the table through the hydrodinamic transmissions.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 619—635

Ion Bălănescu : **Tolerances concerning the travelling crane tracks.**

Some tolerances are suggested for the setting up of tracks for travelling cranes, justifying the choice of the respective parameters.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 635—638

Raul Septilici — **On the standardization of the new metric threads.**

Some standardization problems connected with the introduction of the new metric threads are discussed. The new standards concerning the metric threads are analysed as well as different aspects relating to their application.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 639—642

From the experience of our works and laboratories

Mircea Manolache — **Manual welding are compared to a new technique of welding bolts and dowels by mean of a special apparatus.**

A new technique used to weld bolts and dowels at the Galaţi Shibuilding works is described comparatively with welding by mean of covered electrodes.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 642—646

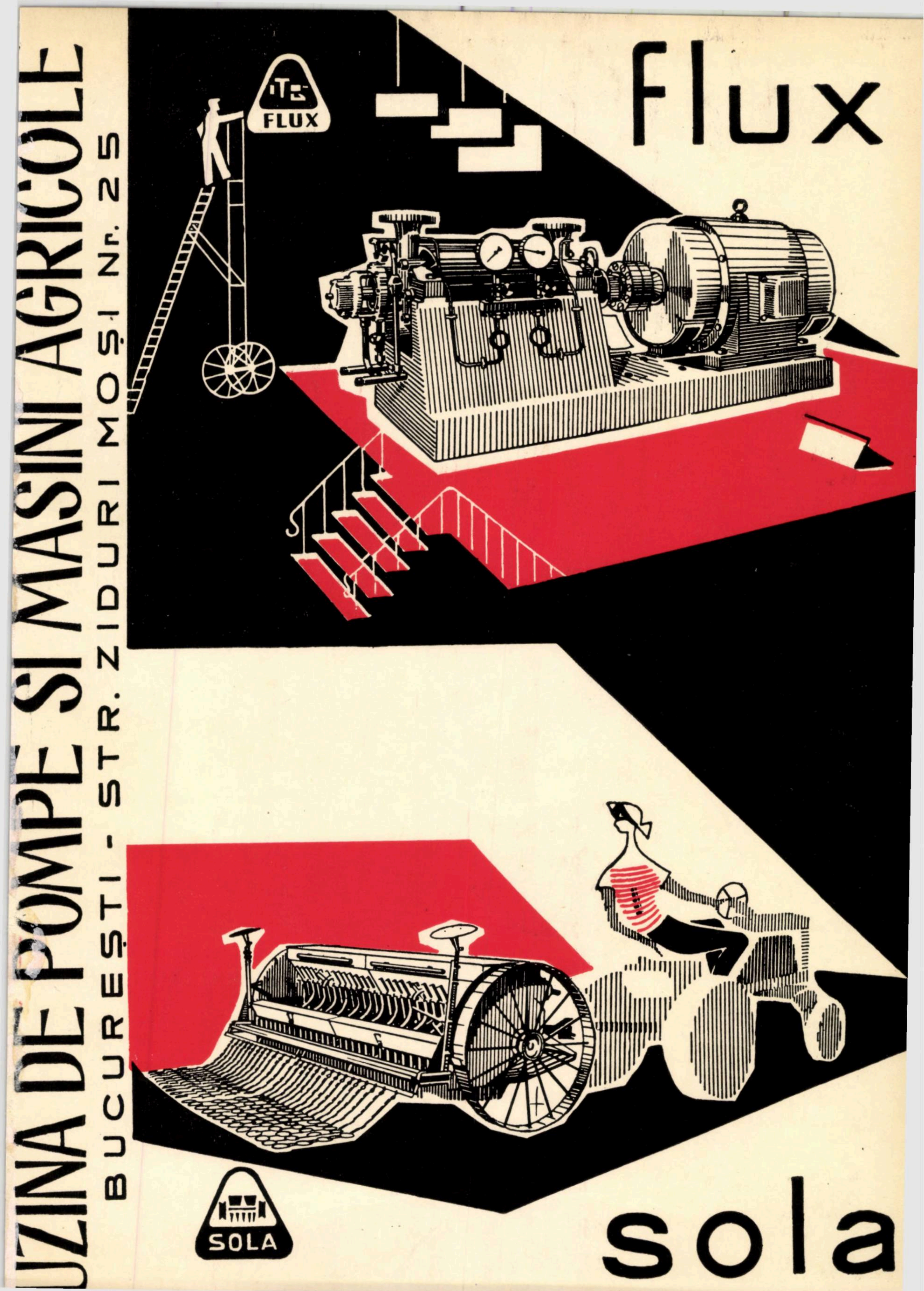
For young engineers

Gheorghi Vasiliev and *Radu Cunescu* : **Applying the theory of the contour effect to the resistance calculus of revolving furnaces.**

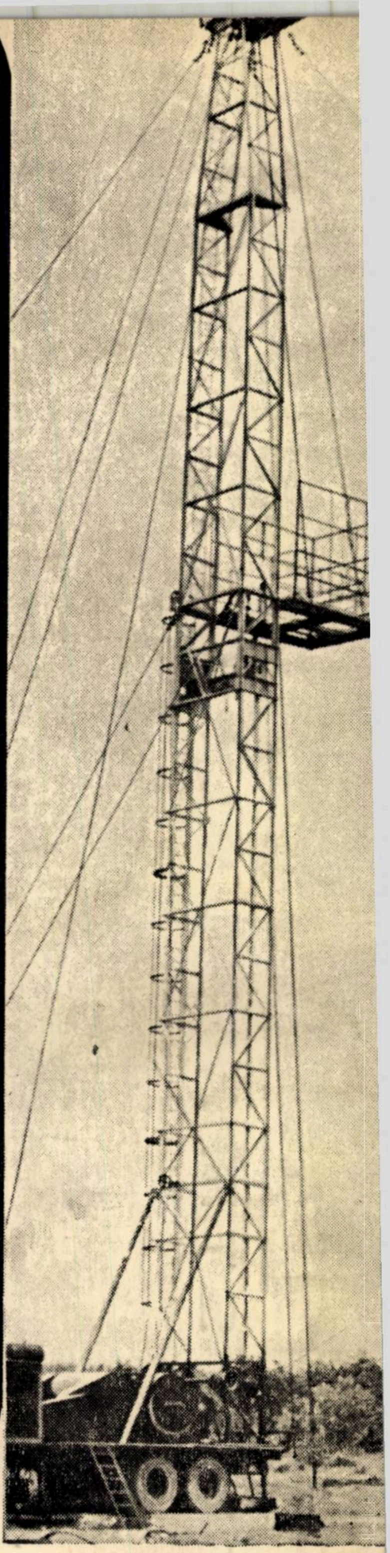
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 7, pag. 646—653

DOCUMENTATION 654—660
REVIEWS 661—662
CHRONICLE 682—667
NEWS 668—669
REWIEW OF PERIODICALS 670—671

I. P. 2, c. 2453


UZINA DE POMPE SI MASINI AGRICOLE
BUCUREȘTI - STR. ZIDURI MOȘI Nr. 25
FLUX
flux
SOLA
sola

T·50



UZINA DE UTILAJ PETROLIER — TÎRGOVIȘTE
execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

Se folosește la foraj cu prăjini de $4\frac{1}{2}$ pînă la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC - 650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50**, telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175—$17\frac{1}{2}$''.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 ($7\frac{1}{4}$'' x 12''). Grupul energetic, turla și troliul formează o unitate transportabilă montată pe o remorcă care este tractată de mașina TATRA 141.

E 1431

R

KAT

metalurgia și construcția de mașini

8

DIN CUPRINS:

GHEORGHE VANCI: Cîteva aspecte tehnico-economice privind importanța preparării minereurilor de fier în procesul de elaborare a fontei.

PETRE MARCU, BARTOLOMEU VASILESCU și ELENA RĂDULESCU: Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie.

NICOLAIE SUCIU și ELENA SUCIU: Cercetări cu privire la formarea retasurii în oțelul necalmat cu conținut redus de carbon.

SILVIA CHIBAC, AUGUSTIN RUEGG, DORU PRUNDEANU și VASILE CERNAT: Extruziunea la rece a bolțurilor de piston.

MIRCEA DRĂGULIN: Turnarea tacheților din fontă cu crustă dură.

NICOLAIE PELIGRAD și VALENTIN ATANASIU: Contribuții la acționarea pompelor de noroi din instalațiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice.

EUGEN CONSTANTINESCU: Din ultimele realizări ale Uzinei „Semănătoarea" în domeniul modernizării mașinilor agricole.

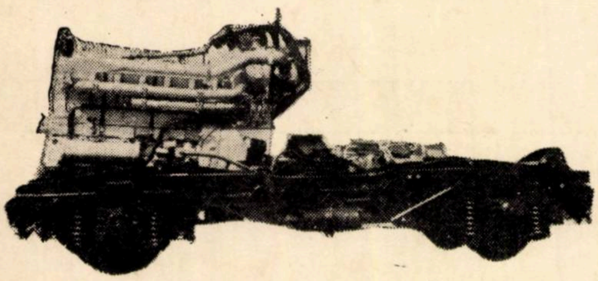
ILIE VASILE și ECATERINA POP: Aplicarea sudării în mediu de gaz protector în construcția de mașini agricole.

DAN PAVELESCU și ION ILIUC: Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a calităților de ungere ale uleiurilor și a rezistenței la uzură a materialelor.

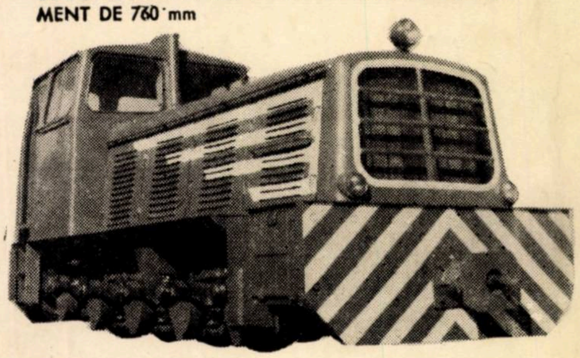
Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 8 ★ august 1962

UZINELE 23 AUGUST
BUCURESTI execută

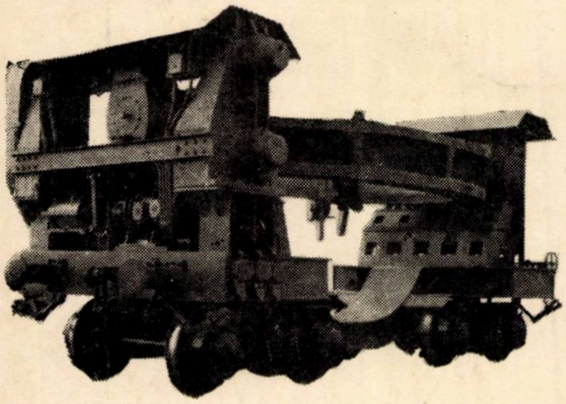
BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



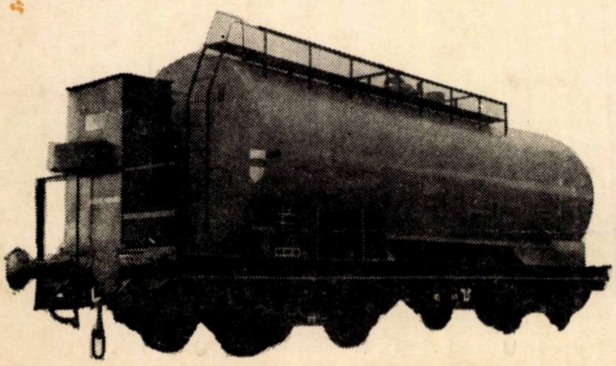
LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm



VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



VAGON CISTERNĂ DE 50 t



Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ŞI OŢELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, AUGUST 1962, Nr. 8

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669. 1962.12 : 622.7.003

Gheorghe Vanci: **Cîteva aspecte tehnico-economice privind importanța preparării minereurilor de fier în procesul de elaborare a fontei**

Ținînd seama de creșterea producției de fontă și influența hotărîtoare pe care calitatea minereurilor de fier o are asupra indicilor tehnico-economici ai furnalelor este necesară prepararea mecanică și termică a tuturor minereurilor de fier din țară.

Interdependența dintre operațiile de preparare mecanică și termică a minereurilor de fier și elaborarea fontei în furnale este concretizată prin calcule tehnico-economice, din care rezultă eficacitatea economică a operațiilor de îmbogățire și aglomerare în procesul de valorificare rațională a minereurilor sărace din țară și importanța operațiilor de preparare în dezvoltarea industriei miniere, siderurgice și cocsochimice.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 673–682

CZ 669.715.782 : 621.741.71

Petre Marcu, Bartolomeu Vasilescu și *Elena Rădulescu*: **Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie.**

Se expune o sinteză a lucrărilor efectuate pentru stabilirea tehnologiei de elaborare și turnare a trei aliaje aluminiu-siliciu eutectice destinate turnării pieselor subțiri și cu variații mici de secțiune. Aliajele conțin 9–13% siliciu și adaose de mangan și magneziu sub 1%. Se expun rezultatele obținute în cursul cercetărilor de laborator și se prezintă metalografii ale aliajelor modificate și nemodificate.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 683–687

CZ 621.141.241.4 : 621.746.77.001.5

Nicolaie Suciu și *Elena Suciu*: **Cercetări cu privire la formarea retasurii în oțelul necalmat cu conținut redus de carbon.**

În articol se expun rezultatele cercetărilor efectuate în problema formării retasurilor în oțelurile necalmate. S-a studiat influența bazicității zgurei la topire, a vitezei de decarburare, a duratei de fierbere liniștită, a vitezei de turnare.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 688–693

CZ 621.431–242.4 : 621.797.23

Silvia Chibac, Augustin Ruegg, Doru Prundeanu și *Vasile Cernat*: **Extruziunea la rece a bolțurilor de piston.**

În articol se tratează încercările efectuate de ITCME pentru obținerea bolțurilor de piston prin extruziune la rece, pe prese verticale.

Pînă în prezent s-au obținut bolțuri de piston prin extruziune la rece pe prese speciale, cu dublu efect, lucrînd în poziție orizontală.

Încercările efectuate la ITCME au demonstrat că se pot obține bolțuri de piston și pe alte mașini decît cele speciale. Bolțurile au fost obținute cu adaosuri de rectificare, deci la dimensiuni foarte apropiate de cele nominale.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, 693–702

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.436–383.1 : 621.741.32.669.131.4

Mircea Drăgulin: **Turnarea tacheților din fontă cu crustă dură.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, 703–704

CZ 669.14–412 : 621.284.612 : 620.179.152

Iulian Leibovici: **Asupra utilizării betatronului ca generator de radiații Röntgen ultra dure pentru defectoscopia lingourilor de oțel.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 705–710

Construcția de Mașini

CZ 622.243.14 : 621.65–585.22

Nicolaie Peligrad și *Valentin Atanasiu*. **Contribuții la acționarea pompelor de noroi din instalațiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice**

Lucrarea tratează problema transmisiilor hidrodinamice la angrenarea pompelor de noroi.

Se arată elementele caracteristice ale pompelor de noroi și se face o comparație a rezultatelor obținute între angrenarea prin turboambreiaje și convertizoare hidraulice. Se scot în evidență avantajele și dezavantajele antrenării pompelor de noroi prin convertizoare hidraulice de cuplu.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14* (1962), nr. 8, p. 711–724

CZ 631. 3.004.69

Eugen Constantinescu — **Din ultimele realizări ale Uzinei ,,Semănătoarea'' în domeniul modernizării mașinilor agricole.**

Se prezintă modernizarea cositorii purtate CPM 2,1 și a dispozitivului de recoltat floarea soarelui cu combina C1.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 725–728

CZ 621.3 : 621.791.856

Ilie Vasile și *Ecaterina Pop*. **Aplicarea sudării în mediu de gaz protector în construcția de mașini agricole.**

Se arată că sudarea semiautomată în mediu de gaz protector se aplică în prezent la fabricarea transmisiilor cardanice pentru mașini agricole. Se expun încercările efectuate la Uzina ,,Semănătoarea'', în diferite scheme de conexiuni ale generatoarelor de sudură obișnuite, precum și probele de sudabilitate executate pe diferite categorii de oțeluri carbon de construcție la folosirea gazului CO_2 ca mediu protector.

Se analizează structurile obținute în diferite zone, care arată că la folosirea unei sîrme de adaos slab aliată cu mangan și siliciu cele mai bune rezultate se obțin la sudarea oțelurilor OL 50. Procedeul este economic, iar productivitatea crește cu peste 100% față de sudarea cu electrozi înveliția

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 729–734

Din experiența întreprinderilor și laboratoarelor

CZ 621.891 : 621.039.85

Dan Pavelescu și *Ion Iliuc* — **Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a calităților de ungere ale uleiurilor și a rezistenței la uzură a materialelor.**

Se prezintă trei etape ale studiilor care au condus la perfectarea unei metode cu radioizotopi, realizarea unei instalații simple pentru determinare. calităților de ungere ale uleiurilor și aditivilor precum și a rezistenței la uzură a materialelor de antifricțiune, oțeluri etc.

Se scoate în evidență separarea influenței diferiților factori ce influențează uzura sau care apar în cazul utilizării radioizotopilor.

Se prezintă rezultate și exemple. Sensibilitatea metodei este de ordinul 10^7 g metal/cm^3 ulei, iar reproductibititatea are loc cu o abatere maximă relativă de ± 25%.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 735–742

Pentru tînărul inginer

CZ 531.231 : 533.65.013.4

Marin Triță: **Contribuții la determinarea momentelor de inerție**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 8 pag. 743–746

Protecția muncii

CZ 621.94–783.63 : 628.511 : 614.8

Iosif Katz: **Mașini de protecție împotriva așchiilor și prafului la strunjirea materialelor fragile și nemetalice.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8 pag. 747–753

Invenții — Inovații 754–756
Documentare 757–762
Cronică 762
Recenzii 763–765
Informații 766–767
Revista revistelor 767–768

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gidea** ; ing. **I. Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Mar[illegible]iu** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni** candidat în științe tehnice — redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu**, ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**

Revista ,,Metalurgia și Construcția de Mașini“, organ al Ministerului Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.P.R. — Redacția și administrația București, str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei și prin responsabilii cu presa din CNIT. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicațiile Tehnice MMCM — cont 070149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, București. Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri ; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, București, c. 2941

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Георге Ванчи: **Некоторые технико-экономические аспекты значения обогащения руд в процессе плавки чугуна.**

Имея в виду рост производства чугуна и решающее влияние качества железных руд на технико-экономические показатели домен, необходимо механическое и термическое обогащение всех отечественных железных руд. Взаимосвязь операций механического и термического обогащения железных руд и плавки чугуна в домнах, уточнена с помощью технико-экономических расчетов, из которых вытекает экономическая эффективность операций обогащения и агломерации в процессе рационального использования отечественных бедных руд и значение операций обогащения в развитии горной, металлургической и коксохимической промышленности.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 673 – 682

Петре Марку, Бартоломеу Василеску и *Елена Радулеску:* **Алюминий-кремниевые эвтектические сплавы для литья.**

Дается синтез работ, произведенных с целью установления технологии плавки и отливки трех эвтектических алюминий-кремниевых сплавов, предназначенных для отливки тонких деталей и с небольшим изменением сечения. Сплавы содержат 9—13 % кремния и примеси марганца и магния менее 1 %. Представлены результаты лабораторных исследований и металлографии измененных и неизмененных сплавов.

Metalurgia şi construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 683 – 687

Николае Сучу и *Елена Сучу*: **Исследования образования усадочной раковины кипящей стали с пониженным содержанием углерода.**

В статье представлены результаты исследований по вопросу образования усадочных раковин кипящей стали. Изучалось влияние основности шлака при плавлении скорости обезуглероживания, продолжительности спокойного кипения, скорости литья.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 688 – 693

Для молодого инженера

Сильвия Кибак, Аугустин Руегг, Дору Прундяну и *Василе Чернат*: **Холодная экструзия поршневых пальцев.**

В статье рассматриваются опыты проведенные ИТЧМЕ в целях получения поршневых пальцев холодной экструзией на вертикальных прессах.

Проведенные испытания показали возможность изготовления поршеневых пальцев и на других станах, помино специальных. Пальцы были получены с припуском на шлифовку, причем их размеры весьма мало отличались от номинальных.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 693 – 702

Из опыта заводов и лабораторий

Мирча Дрэгулин: **Литье кулачков из чугуна с твердой коркой.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 703 – 704

Юлиан Лейбович — **Применение бетатрона в качестве генаратора ультра жестких X – лучей для дефектоскопии стальных отливок**

Бетатрон Бухарестского Института Атомной Физики применяется не только для ядерно-физических исследований, но и для просвечивания толстых металлических деталей. В работе описываются особенностииспользуемой техники и результаты бетатронографического контроля стальных отливок.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), nr. 3, стр. 705 – 710

Машиностроение

Николае Пелиград и *Валентин Атанасиу:* **О приводе грязевых насосов бурильных установок посредством гидродинамической передачи.**

В работе рассматривается вопрос гидродинамической передачи привода грязевых насосов. Указываются характерные элементы грязевых насосов и дается сравнение полученных результатов по передаче посредством турбосоединения и гидравлического преобразователя. Отмечаются преимущества и отрицательные стороны пуска грязевых насосов посредством гидравлических преобразователей момента.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 711 – 724

Еуджен Константинеску: **Последние достижения завода „Семэнэтоаря" в области модернизации сельскохозяйственных машин.**

Представлена модернизация прицепной косилки Ч. П.М.—1 и механизма по уборке подсолнечника с комбайном К. 1.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8. стр. 725 – 728

Илие Василе и *Екатерина Поп:* **Применение сварки в газозащитной среде в сельскохозяйственном машиностроении.**

Показывается, что полуавтоматическая сварка в газозащитной среде в настоящее время применяется в изготовлении карданных передач для сельскохозяйственных машин. Представлены исследования, произведенные на заводе „Семэнэтоаря" в различных схемах подсоединения генераторов обыкновенной сварки, а также пробы по свариваемости, произведенные по различным категориям строительных углеродистых сталей при использовании в качестве предохранителя, углекислого газа. Анализируются структуры, полученные в различных зонах, которые указывают, что при использовании в качестве добавки проволоки слаболегированной марганцем и кремнием, наилучшие результаты получаются при сварке стали ОЛ.50. Этот метод экономичен, а производительность увеличивается больше чем на 100 % в сравнении со сваркой обмазанными электродами.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 8, стр. 729 – 734

Из опыта предприятий и лабораторий

Дан Павелеску и *Ион Илюк*: **Определение смазочных качеств масел и сопротивления износу материалов с помощью радиоактивных изотопов.**

Представлены три этапа исследований, которые привели к улучшению метода радиоактивных изотопов, созданию простой установки для определения смазочных качеств масел и присадок, а также и сопротивления на износ антифрикционных материалов, сталей и т.д.

Подчеркивается отдельное влияние разных факторов на износ или появляющихся в случае использования радиоизотопов. Приводятся результаты и примеры. Чувствительность метода порядка 10^{-7} г металла/см^3 масла, а воспроизводимость метода имеет максимальное относительное отклонение ± 25 %.

Metalurgia şi Construcţia de Maşiii, *14* (1962), № 8, стр. 735 – 742

Для молодого инженера

Марин Трица: **К вопросу определения инерционных моментов.**

Metalurgia şi Construcţii de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 743 – 746

Охрана труда

Иосиф Катз: **Защитные приспособления против стружки и пыли при обточке хрупких и неметаллических материалов.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 6, стр. 747 – 753

Изобретения и новаторство 754—756
Документация 757—762
Хроника 762
Рецензии 763—765
Информации 766—767
Обзор журналов 767—768

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Gheorghe Vanci : **Einige tehnisch-wirtschaftliche Aspekte der Bedeutung der Aufbereitung der Eisenerze für die Herstellung des Roheisens.**

Zieht man die Steigerung der Roheisenproduktion und den entscheidender Einfluss der Qualität des Eisenerzes auf die technisch-wirtschaftlichen Kennziffern der Hochöfen in Betracht, so ergibt sich die Notwendigkeit einer mechanischen und thermischen Aufbereitung aller einheimischen Eisenerze.

Die Wechselwirkung zwischen der mechanischen und thermischen Aufbereitung der Eisenerze und der Herstellung des Roheisens in den Hochöfen, wird durch tehnisch-wirtschaftliche Berechnungen veranschaulicht, aus denen die Wirtschaftlichkeit der Anreicherung und Sinterung bei der rationellen Verwertung der einheimischen armen Erze und die Wichtigkeit der Aufbereitung in der Entwichlung der Bergbau, -Verhüttungs- und koksochemischen Industrie hervorgeht.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 8, S. 673–682

Petre Marcu, Bartolomeu Vasilescu und *Elena Rădulescu* : **Eutektische Aluminium-Silizium-Legierungen für die Giesserei.**

Der Aufsatz enthält eine Synthese der bisheringen Arbeiten hinsichtlich der Festlegung einer Gewinnungs-und Gusstechnologie dreier eutektischer Aluminium-Silizium-Legierungen für das Giessen dünner Werkstücke. Die Legierungen enthalten 9–13% Silizium und Mangan-und Magnesiumzusätze unter 1%. Die erzielten Ergebnisse der Laboratoriumsforschungen werden dargelegt, und Metallographien der modifizierten und nicht modifizierten Legierungen gezeigt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 8, S. 683–687

Nicolaie Suciu und *Elena Suciu* : **Untersuchungen im Zusammenhang mit der Lunkerbildung im unberuhigt gegossener Stahl mit geringem Kohlenstoffgehalt.**

Im Aufsatz werden die Forschungsergebnisse in der Frage der Lunkerbildung im unberuhigt gegossener Stahl dargelegt. Die Versasser studierten den Einfluss des basischen Charakters der Schlacke beim Erschmelzen, der Geschwindigkeit der Entkohlung, der Dauer des ruhigen Kochens und der Gussgeschwindigkeit.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 8, S. 688–693

Silvia Chibac, Augustin Ruegg, Doru Prundeanu und *Vasile Cerrat* : **Das Strangpressen der Kolbenbolzen im Kaltverfahren.**

Im Aufsatz werden die von ITCME durchgeführten Versuche zum Herstellen von Kolbenbolzen durch das Strangpressen auf senkrechten Pressen im Kalteverfahren behandelt.

Bisher wurden Kolbenbolzen im Kälteverfahren durch Strangpressen auf vertikalen Sonderpressen mit doppelten Effekt erzielt.

Die von ITCME durchgeführten Versuche zeigten, dass die Kolbenbolzen nicht nur auf Sondermaschinen erzielt werden können. Die Kolbenschrauben wurden mit einem Schleifzusatz erzielt, was einer annäherend nominaler Abmessung entspricht.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), H. 8, S. 693–702

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Mircea Drăgulin : **Das Giessen der Stösseln aus Gusseisen mit harter Kruste.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) H. 8, S. 703–704

Iulian Leibovici : **Die Verwendung des Betatrons als Generator für ultraharte Röntgenstrahlung in der Defektoskopie von Stahlgussblöcken.**

— Das Betatron des Bukarester Instituts für Atomphysik, wird nicht nur für Kernforschungen sondern auch für Durstrahlung dicker Werkstücke verwendet. Im Aufsatz werden die technischen Bersonderheiten und die Ergebnisse der betatrongraphischen Untersuchung von Stahlgussblöcken beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 8, S. 705–710

Maschinenbau

Nicolaie Peligrad und *Valentin Atanasiu* : **Beiträge zum Antrieb durch Strömungsgetriebe der Spülungspumpen bei Bohranlagen.**

Im Aufsatz wird das Problem der Strömungsgetriebe beim Antrieb der Bohrspülungspumpen behandelt.

Die charakteristischen Elemente dieser Pumpen werden beschrieben und die Ergebnisse vergleichen, die durch den Antrieb mit Strömungsgetriebe und hydraulischen übersetzungsgetriebe erzielt wurden. Dabei werden die Vor-und Nachteile des Antriebes der Bohrspülungspumpen durch hydraulische übersetzungsgetriebe unterstrichen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1862, H. 8, S. 711–724

Eugen Constantinescu : **Einige der letzten Errungenschaften des „Semănătoarea"-Werkes bei der Modernisierung der Landmaschinen.**

Es wird die Modernisierung der CPM2, 1-Meher und der Vorrichtung für das Ernten der Sonnenblume mit der Cl-Kombine beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), H. 8, S. 725–728

Ilie Vasile und *Ecaterina Pop* : **Die Anwendung des Schutzgas-Schweissverfahrens beim Landmaschinenbau.**

Es wird darauf hingewiesen, dass das halbautomatische Schweissen unter einer schützenden Gashülle zur Zeit bei der Herstellung der Kardangebtriebe für Landmaschinen verwendet wird. Es werden die in den „Semănătoarea"-Werk bei verschiedener Zusammenabeit der gewöhnlichen Schweissgeneratoren durchgeführten Versuche, wie auch die Versuche hinsichtlich der Schweissbarkeit verschiedener Karbon-Baustähle bei Verwendung des CO_2 als schützende Gashülle dargelegt.

Die in verschiedenen Zonen erzielten Strukturen werden analysiert, aus denen hervorgeht, dass bei Verwendung eines mit Mangan und Silizium leicht legierten Schweissdrahtes beim Schweissen der OL-50 Stähle die besten Ergebnisse erzielt werden.

Das Verfahren ist wirtschaftlich und die Produktivität steigt um mehr als 100% gegenüber dem Schweissen mit umhüllten Elektroden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), H. 8, S. 729–734

Aus der Erfahrung der Betriebe und Laboratorien

Dan Pavelescu und *Ion Iliuc* : **Die Bestimmung der Schmierfähigkeiten der Öle und der Verschleissfestigkeit der Werkstoffe mit Hilfe Radioaktiver Isotope.**

Es werden drei Etappen der Studien dargelegt, die zur Entwicklung eines Radioisotop-Verfahrens, dem Bau einer einfachen Anlage für die Bestimmung der Schmierfähigkeiten der Öle und Zusatzmittel sowie der Verschleissfestigkeit der Lagewerkstoffe, Stähle usw. geführt haben.

Der Aufsatz enthält verschiedene Ergebnisse und Beispiele. Die Genauigkeit des Verfahrens zeitigt Werte von 10^{-7} g Metall/cm^3 Öl und die Reproduktibilität zeigt eine relative Höhcstabweichung von ± 25%,

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 8, S. 735–742

Für Jungingenieur

Marin Triţă : **Beiträge zur Bestimmung der Trägheitsomomente.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 8, S. 743–746

Arbeitschutz

Iosif Katz : **Schutzvorrichtungen gegen Span und Staub beim Drehen der brüchigen und nicht metallischen Werkstoffe.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini de *14* (1962) H. 8, S. 747–753

Erfindungen-Neuerungen 754–756
Dokumentation 757–762
Chronik 762
Buchbesprechungen 763–765
Nachrichten 766–767
Zeitschriftenschau 767–768

Metalurgia

CZ 669.162.12 : 622.7.003

Cîteva aspecte tehnico-economice privind importanța preparării minereurilor de fier în procesul de elaborare a fontei

Prof. ing. GHEORGHE VANCI
Institutul Politehnic – București

Importanța capitală pe care o are fierul în dezvoltarea civilizației a condus la creșterea prodigioasă a producției mondiale de fontă și oțel, în special în țările socialiste, în care industria siderurgică constituie unul dintre factorii cei mai importanți pentru construirea bazei tehnico-materiale a socialismului și comunismului. Astfel, în timp ce populația globului a crescut în ultimii 17 ani cu circa 25%, producția mondială de fontă și oțel a crescut cu circa 250%, iar în U.R.S.S. cu circa 500%.

Creșterea atît de masivă a producției de fontă și de oțel a impus exploatarea intensivă a zăcămintelor de fier, producția de minereuri fieroase înregistrînd o creștere de la circa 150 000 000 t în anul 1945 la peste 500 000 000 t în anul 1962. Datorită rezervelor reduse de minereuri bogate, creșterea producției de minereuri de fier s-a obținut prin exploatarea zăcămintelor mai sărace, care intervin cu o pondere mult mai mare în balanța totală de minereuri decît cele bogate. Aceasta a avut ca urmare scăderea conținutului mediu al minereurilor exploatate, și care a determinat introducerea pe scară largă a procedeelor de îmbogățire prin preparare mecanică a minereurilor sărace și chiar și a celor cu un conținut mai mare de fier [1], [2].

Procedeele de preparare mecanică a minereurilor de fier, reduse în trecut numai la operații de sfărîmare, clasare, spălare, zetaj și separare magnetică în cîmpuri slabe — și acestea aplicate numai la o mică parte a producției de minereuri brute — s-au dezvoltat și perfecționat continuu, tinzînd să se extindă asupra întregii producții de minereuri. Deosebit de perfecționarea procedeelor clasice de preparare mecanică, se folosesc azi unele procedee moderne pentru îmbogățirea minereurilor și în special pentru îmbogățirea celor fin concrescute și sărace. Dintre acestea sînt de menționat procedeele de separare cu medii dense, hidrocilorarea, prăjirea magnetizantă urmată de separarea magnetică în cîmpuri slabe, separarea magnetică în cîmpuri puternice, separarea în jgheaburi elicoidale și mai recent flotația, procedee cu ajutorul cărora s-a putut realiza o îmbogățire substanțială a minereurilor brute [1], [2], [3], [4]. Menționăm astfel instalațiile moderne de mare capacitate, construite recent în U.R.S.S. (Jugok, Kacikanar etc.) în care se obțin concentrate cu circa 60–62% Fe din minereuri sărace cu un conținut de 15–32%Fe; conform Directivelor trasate prin planul septenal și mai recent prin cele ale Congresului al XXII al P.C.U.S., urmează ca în viitor totalitatea producției de minereuri de fier a U.R.S.S. să fie supusă îmbogățirii în vederea obținerii de concentrate bogate cu 60–67% Fe [5].

Deosebit de îmbogățirea minereurilor, a luat o dezvoltare uriașă tehnica aglomerării și peletizării minereurilor mărunte și a concentratelor fine, a căror producție este în continuă creștere, atît datorită metodelor de exploatare folosite cît, mai ales, datorită aplicării pe scară largă a procedeelor de preparare mecanică. Producția de aglomerate reprezintă azi circa 50% din producția totală de minereuri încărcate în furnal (în U.R.S.S. circa 78%), iar cea de pelete a atins numai în cîțiva ani de la introducerea acestui procedeu pe scară industrială (1954) cifra de circa 25 000 000 t, tendința generală fiind ca încărcătura furnalelor să fie constituită integral din minereuri aglomerate și pelete [1], [6], [7], [8], [9], [10], [11].

Deosebit de faptul că prin aplicarea procedeelor de preparare mecanică se realizează valorificarea rațională a zăcămintelor de minereuri de fier — în special a celor sărace, care reprezintă peste 80% din rezervele mondiale — introducerea acestor procedee și simultan a celor de aglomerare și peletizare, conduc la îmbunătățirea simțitoare a tuturor indicilor tehnico-economici ai furnalelor, determinînd în special creșterea productivității specifice a acestora, scăderea consumului specific de cocs și implicit, micșorarea investițiilor și scăderea prețului de cost al fontei.

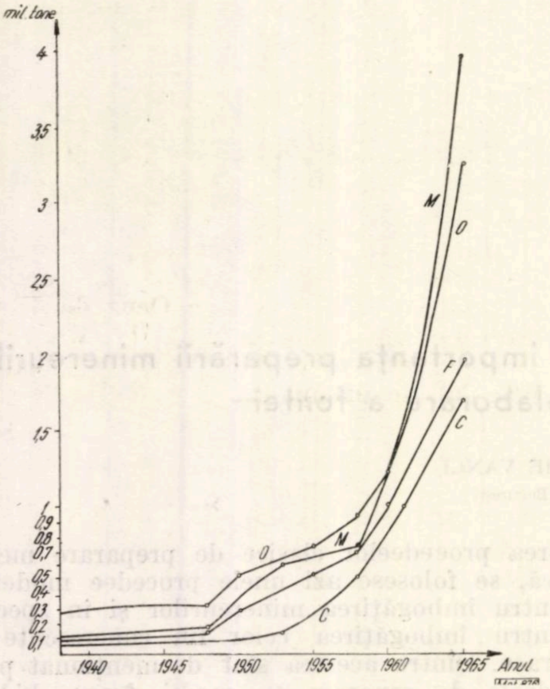


Fig. 1. Dinamica producției de minereu de fier, cocs, fontă și oțel în R.P.R.:

M – minereu; *C* – cocs; *F* – fontă; *O* – oțel.

Importanța excepțională a operațiilor de preparare mecanică și termică (sfărmarea și clasarea, concentrarea și omogenizarea, aglomerarea și peletizarea) ca mijloace indispensabile pentru valorificarea rațională a minereurilor și dezvoltarea industriei siderurgice, a constituit — în special în ultimii ani — o preocupare permanentă a institutelor noastre de cercetare, precum și a tehnicienilor și inginerilor din industria noastră minieră și siderurgică [12], [13], [14].

Curbele din figura 1, privind dezvoltarea industriei noastre siderurgice, scot în relief realizările importante obținute de la instaurarea regimului de democrație populară și perspectivele ei în următorii ani. Creșterea producției de fontă din țara noastră se datorește, în primul rînd, — deosebit de rolul important pe care l-a avut importul de minereuri din U.R.S.S. — construirii de noi furnale de capacitate mare, recondiționării și modernizării celor existente și unei serii de măsuri tehnico-organizatorice.

Un rol important la mărirea productivității furnalelor și reducerea consumului de cocs l-a avut îmbunătățirea continuă a calității cocsului — ca urmare a îmbunătățirii calității cărbunilor spălați și în special a îmbunătățirilor tehnologice aduse procesului de cocsificare — și folosirea în încărcătura furnalelor de cantități din ce în ce mai mari de aglomerate și materii prime preclasate.

Prin îmbunătățirile aduse procesului de elaborare a fontei, ca introducerea gazului metan în furnal, îmbunătățirea continuă a rezistenței cocsului și folosirea de aglomerate autofondante, s-au realizat o creștere a productivității furnalelor noastre de la circa 500 kg/m^3 24 ore la peste 1 000 kg/m^3 24 ore și o scădere a consumului de cocs de la 1 300—1 450 kg/t fontă la sub 1 000 kg/t fontă.

În ce privește însă calitatea minereurilor indigene, s-a constatat că odată cu creșterea rapidă a producției de minereuri calitatea lor s-a înrăutățit, ca urmare a intensificării exploatărilor miniere și atacarea zonelor cu minereuri mai sărace, neexploatate în trecut.

Astfel, în timp ce conținutul de fier al minereurilor extrase în anul 1938 din minele Ghelar și Teliuc era de ordinul 34—35% Fe, el a scăzut la circa 32%, conținut care în viitor va scădea sub 28% în urma intensificării și extinderii exploatării acestor zăcăminte în zonele mai sărace, cerută de mărirea producției și exploatarea rațională a zăcămintelor. Dacă se ține seama și de celelalte zăcăminte în exploatare de la Lueta (Vlahița) și Ocna de Fier și de cele recent puse în evidență, care vor fi date în exploatare în acest an (Căpușul Mic), rezultă că conținutul mediu al minereurilor din zăcămintele noastre de fier este de ordinul 26% (tabela 1). În aceste cifre nu sînt cuprinse rezervele celorlalte zăcăminte din țară — cantitativ cu mult mai importante dar calitativ inferioare celor menționate (15—25% Fe) — a căror exploatare nu poate fi luată încă în considerare, fie din cauza unor dificultăți tehnice de ordin minier (Palazul Mare), fie din cauza neconturării suficiente a extinderii și tectonicei lor (Masivul Poiana Ruscă etc.).

Rezultă din cele de mai sus că minereurile noastre de fier fac parte prin excelență din categoria minereurilor sărace, a căror valorificare nu poate fi concepută fără o prealabilă îmbogățire.

Ținînd seama de dezvoltarea deosebită pe care va trebui să o ia industria noastră siderurgică în următorii ani, Directivele Congresului al III-lea al P.M.R. au subliniat importanța ce va trebui dată îmbogățirii și aglomerării minereurilor noastre de fier, în care scop au

Tabela 1

Provenienţa minereului	Rezerve %	Fe	Mn	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	P	S	V
Teliuc Ghelar	40	27	2,8	17	1,4	10	6,6	0,04	0,56	—
Lueta (Vlahiţa)	7	27	0,9	34,5	2,7	1,6	0,6	0,07	0,23	—
Ocna de Fier	3	28	1,2	24	3,4	24	3,3	0,03	0,18	—
Căpuşul Mic S	10	32	—	10	2,6	16	1,6	0,54	0,32	0,06
Căpuşul Mic N	40	24	—	27	3,7	13,5	3,9	0,33	0,10	0,03
Total	100	26	1,20	21,8	2,6	11,8	4,4	0,2	0,3	0,02

fost prevăzute construirea unor importante uzine de preparare şi de aglomerare.

Aceste uzine de preparare, proiectate de IPROMIN pe baza studiilor minuţioase efectuate de secţia de preparare de la ICEMIN, sînt caracterizate prin fluxuri tehnologice complexe care au ţinut seama de progresele tehnice realizate în ultimii ani în tehnica mondială a preparării minereurilor de fier.

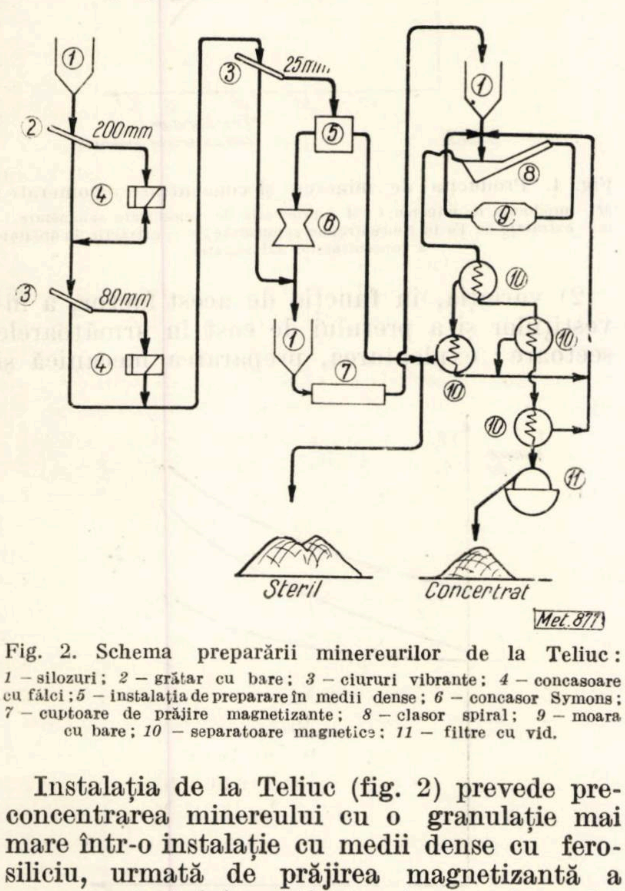


Fig. 2. Schema preparării minereurilor de la Teliuc: *1* – silozuri; *2* – grătar cu bare; *3* – ciururi vibrante; *4* – concasoare cu fălci; *5* – instalaţia de preparare în medii dense; *6* – concasor Symons; *7* – cuptoare de prăjire magnetizante; *8* – clasor spiral; *9* – moara cu bare; *10* – separatoare magnetice; *11* – filtre cu vid.

Instalaţia de la Teliuc (fig. 2) prevede preconcentrarea minereului cu o granulaţie mai mare într-o instalaţie cu medii dense cu ferosiliciu, urmată de prăjirea magnetizantă a preconcentratului obţinut şi a minereului mărunt. Prăjirea se va face în cuptoare rotative încălzite cu gaz metan şi gaze de furnal de la Hunedoara; după măcinarea fină sub 0,3 mm, în mori cu bare, minereul prăjit va fi supus separării magnetice în cîmpuri de intensitate mică, obţinîndu-se concentrate cu circa 57% Fe, 7% SiO_2 şi 4,2% CaO.

Instalaţia de la Căpuşul Mic (fig. 3) prevede deşlămarea minereului, urmat de măcinare la sub 1 mm şi separare magnetică în separatoare cu cîmpuri puternice de 12 000 Öe, obţinîndu-se concentrate cu circa 49% Fe, 6% SiO_2 şi 4% CaO.

Instalaţia de la Lueta (Vlahiţa) este axată pe prăjirea minereului urmată de separarea lui magnetică, iar cea de la Ocna de Fier pe separare magnetică în cîmpuri slabe, obţinîndu-se concentrate cu 52% Fe, 19% SiO_2 şi 2,5% CaO în primul caz şi cu 44% Fe, 21% SiO_2 şi 13% CaO în al doilea caz.

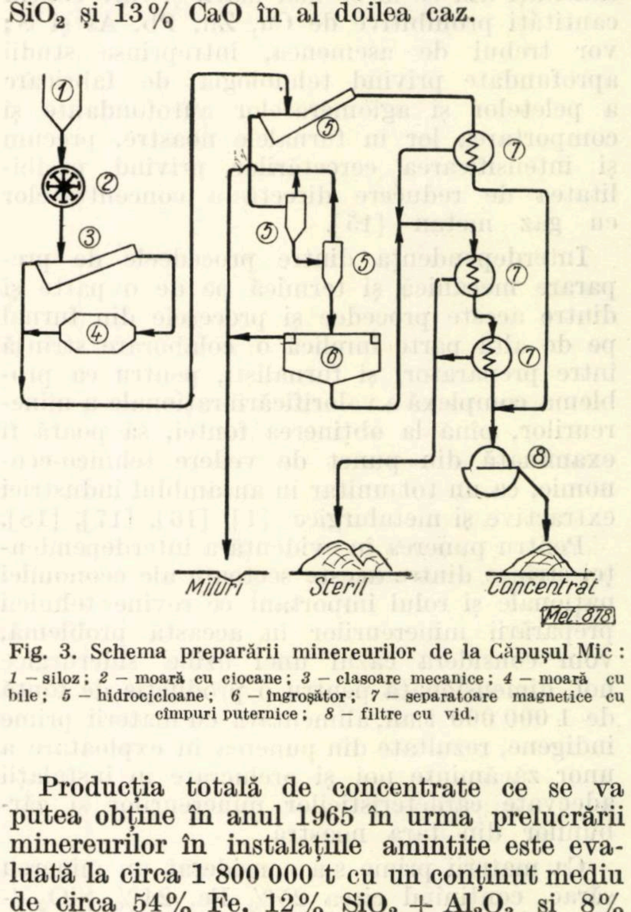


Fig. 3. Schema preparării minereurilor de la Căpuşul Mic: *1* – siloz; *2* – moară cu ciocane; *3* – clasoare mecanice; *4* – moară cu bile; *5* – hidrocicloane; *6* – îngroşător; *7* – separatoare magnetice cu cîmpuri puternice; *8* – filtre cu vid.

Producţia totală de concentrate ce se va putea obţine în anul 1965 în urma prelucrării minereurilor în instalaţiile amintite este evaluată la circa 1 800 000 t cu un conţinut mediu de circa 54% Fe, 12% $SiO_2 + Al_2O_3$ şi 8% $CaO + MgO$, calitativ superioare minereurilor de Krivoi-Rog, folosite actualmente în furnalele noastre, care – la un conţinut de fier aproximativ egal cu cel al acestor concentrate – au un conţinut foarte ridicat de $SiO_2 + Al_2O_3$ (20%) şi un conţinut redus de $CaO + MgO$ (1,5%). Întreaga producţie va fi supusă aglomerării în unităţile noi prevăzute cu benzi de 75 m² care vor fi construite la Hunedoara, cu o capacitate totală de circa 3 000 000 t/an.

Evident că, deși situația în anul 1965 va fi cu mult superioară în ceea ce privește calitatea minereurilor, respectiv a aglomeratelor, cu care vor fi alimentate furnalele noastre, rămîne însă de parcurs un drum lung pentru a se putea atinge indicii obținuți, sau care tind a fi obținuți în alte țări. Este deci necesar ca studiile și cercetările de laborator, în instalații pilot și pe cale industrială să fie continuate cu mai multă intensitate, atît în ceea ce privește prepararea mecanică, cît și în ceea ce privește aglomerarea și peletizarea minereurilor noastre. Vor trebui în special studiate posibilitățile de creștere a conținutului metalic al concentratelor și mărirea extracției metalice, prin completarea tehnologiilor instalațiilor în curs de construire cu unele procedee auxiliare (dintre care flotația poate juca un rol important), și cele privind valorificarea rațională a cenușilor de pirită prăjită, care se vor obține în cantități din ce în ce mai mari, și care conțin cantități prohibitive de Cu, Zn, Pb, As și S; vor trebui de asemenea, întreprinse studii aprofundate privind tehnologia de fabricare a peletelor și aglomeratelor autofondante și comportarea lor în furnalele noastre, precum și intensificarea cercetărilor privind posibilitatea de reducere directă a concentratelor cu gaz metan [15].

Interdependența dintre procedeele de preparare mecanică și termică pe de o parte și dintre aceste procedee și procesele din furnal pe de altă parte implică o colaborare strînsă între preparatori și furnaliști, pentru ca problema complexă a valorificării raționale a minereurilor, pînă la obținerea fontei, să poată fi examinată din punct de vedere tehnico-economic, ca un tot unitar în ansamblul industriei extractive și metalurgice [1], [16], [17], [18].

Pentru punerea în evidență a interdependenței strînse dintre aceste sectoare ale economiei naționale și rolul important ce revine tehnicii preparării minereurilor în această problemă, vom considera cazul unei uzine siderurgice noi, dimensionată pentru o producție de fontă de 1 000 000 t/an, alimentată cu materii prime indigene, rezultate din punerea în exploatare a unor zăcăminte noi și prelucrate în instalații adecvate caracteristicilor minereurilor și cărbunilor din țara noastră.

Ca materii prime s-a considerat un minereu sărac, conținînd circa 25% Fe, 24% $SiO_2 + Al_2O_3$ și 17% CaO + MgO; cărbunii bruți cu circa 32% cenușă (din care se obțin circa 50% cărbuni spălați cu circa 8–9% cenușă, respectiv 30% cocs cu circa 14,5% cenușă și 2,5% S) și calcar cu circa 3% $SiO_2 + Al_2O_3$.

Calculele efectuate, concretizate în curbele din figurile 4–14, au urmărit să pună în evidență următoarele elemente:

1) variația producției de materii prime necesare (minereuri, cărbuni, fondanți) și a produselor semifinite și finite (concentrate, aglomerate, cărbuni spălați și cocs) pentru producerea aceleiași cantități de fontă (1 000 000 t/an) în funcție de conținutul în fier al concentratelor aglomerate ce se pot obține prin diferite procedee;

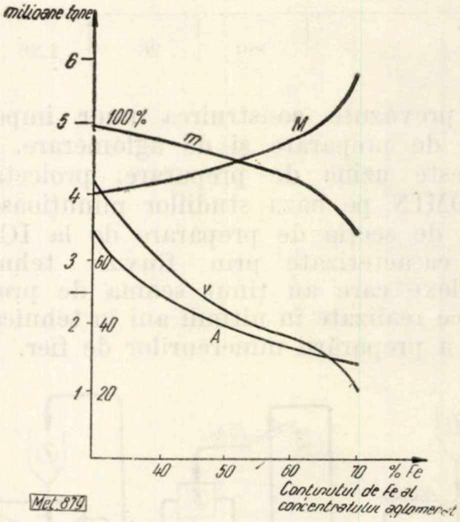


Fig. 4. Producția de minereu și concentrate aglomerate: *M* – producția de minereu, t; *A* – producția de concentrate aglomerate, t; *m* – extracție de Fe în concentratele aglomerate; *v* – extracția în greutate a concentratelor aglomerate.

2) variația, în funcție de acest factor, a investițiilor și a prețului de cost în următoarele sectoare: exploatarea, prepararea mecanică și aglomerarea minereurilor de fier; exploatarea, prepararea și cocsificarea cărbunilor; exploatarea și prepararea fondanților și producerea fontei în furnal;

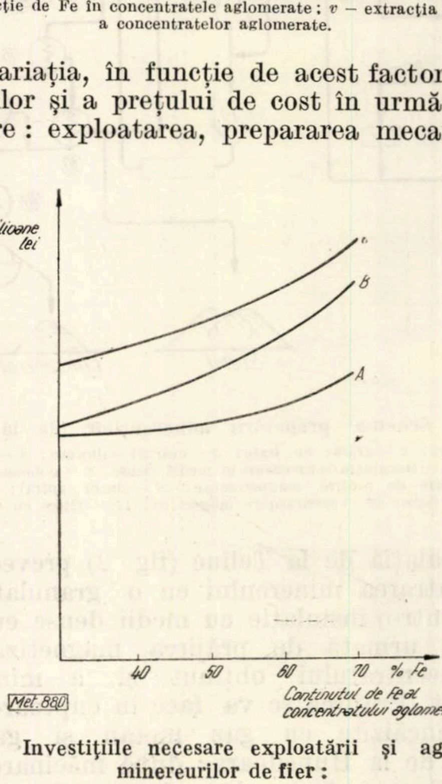


Fig. 5. Investițiile necesare exploatării și aglomerării minereurilor de fier:
A – investiția minieră; *B* – investiția minieră și de preparare; *C* – investiții miniere, de preparare și aglomerare.

3) eficiența economică a investițiilor reclamate de prepararea mecanică și aglomerarea minereurilor în procesul de elaborare a fontei și pe ansamblul industriei extractive și siderurgice (furnale).

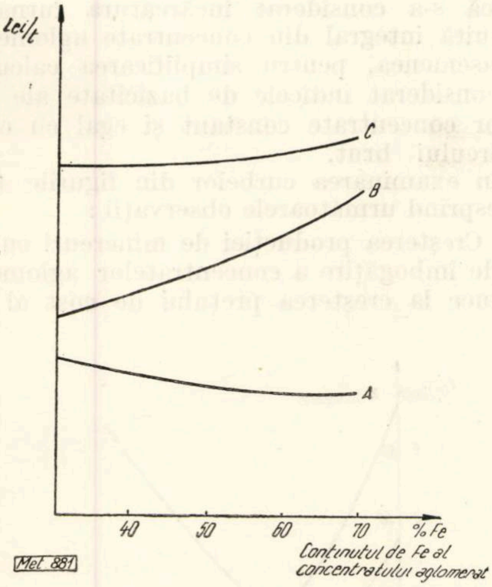


Fig. 6. Variația prețului de cost pe tona de minereu: A – cheltuieli miniere; B – cheltuieli miniere și de preparare; C – cheltuieli miniere, de preparare și de aglomerare.

Investițiile specifice și prețurile de cost pentru diferitele faze tehnologice luate în considerare se bazează pe date orientative din diferite țări, adaptate condițiilor specifice țării noastre.

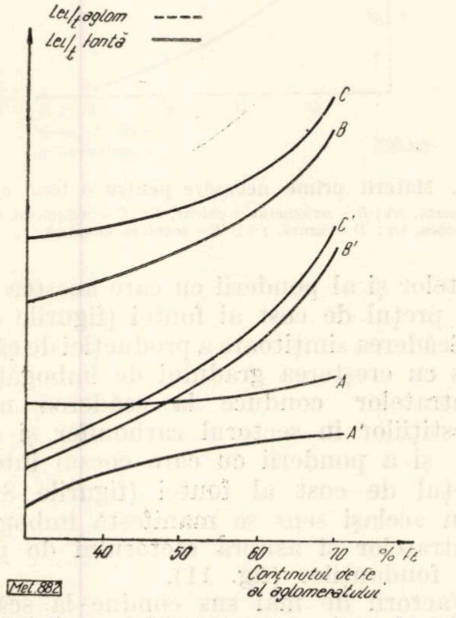


Fig. 7. Variația prețului de cost pe tona de aglomerat și pe tona de fontă:
A A' – exploatare; B B' – exploatare + preparare; C C' – exploatare + preparare + explorare.

Astfel, în ceea ce privește industria extractivă s-a ținut seama de condițiile tectonice ale zăcămintelor noastre de fier și de cărbuni care implică lucrări miniere mai costisitoare; în ceea ce privește metodele de preparare s-au avut în vedere caracteristicile minereului considerat și conținutul în fier al concentratelor ce s-ar putea obține și pentru care s-au considerat valori cuprinse între limite extreme (30 – 70% Fe); extracția în greutate (*v*) și extracția metalică (*m*) au fost considerate cele obținute de ICEMIN cu minereurile de la Ghelar-Teliuc și Căpușul Mic adaptate însă la specificul minereului luat pentru exemplificare; pentru simplificarea calculelor s-a neglijat

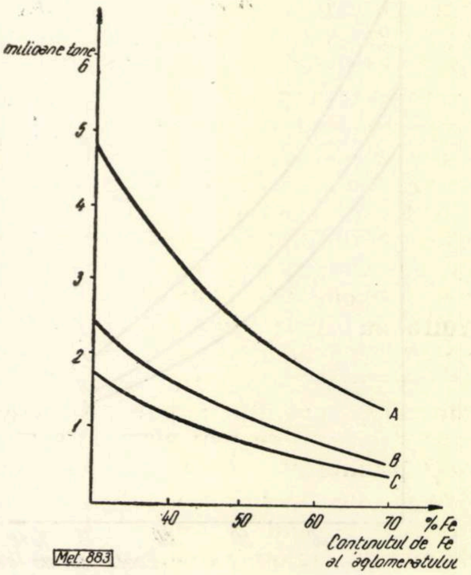


Fig. 8 Producția de cărbune brut, cărbune spălat și cocs: A – cărbune brut; B – cărbune spălat; C – cocs.

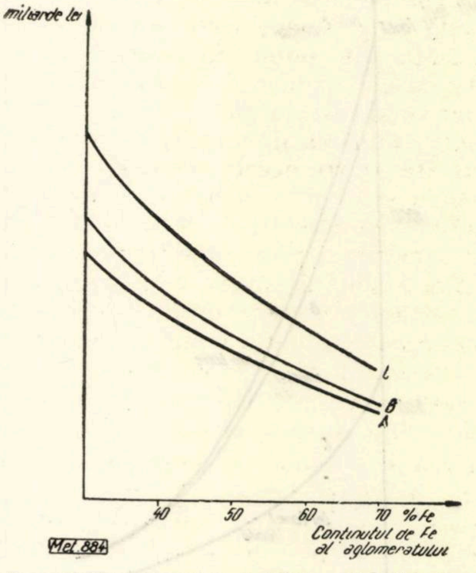


Fig. 9. Investițiile necesare pentru exploatarea, prepararea și cocsificarea cărbunilor:
A – investiții pentru exploatarea carboniferă; B – investiții pentru exploatare și preparare; C – investiții pentru exploatare, preparare și cocsificare.

conţinutul în diferite minerale şi elemente accesorii, considerîndu-se minereul format (ca minerale utile) numai din siderită şi oxizi (limonită şi magnetită).

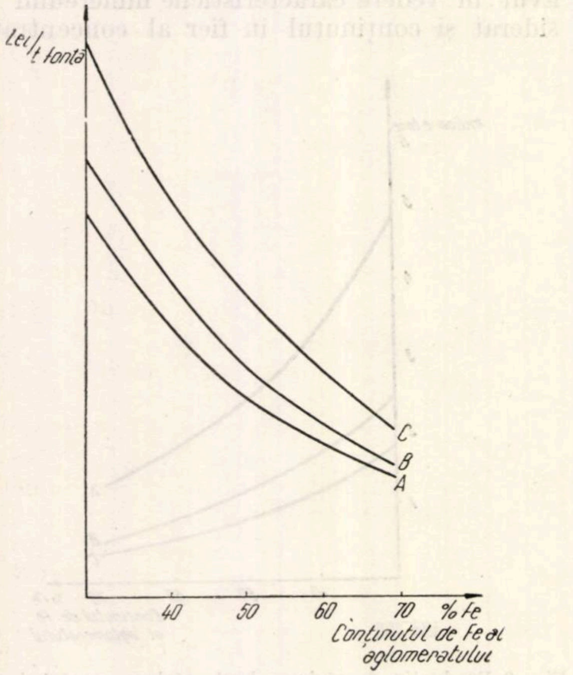


Fig. 10. Variaţia preţului de cost al cărbunilor şi cocsului pe tona de fontă :

A — preţul de cost al cărbunelui brut pe tona de fontă ; *B* — preţul de cost al cărbunilor spălaţi pe tona de fontă ; *C* — preţul de cost al cocsului pe tona de fontă.

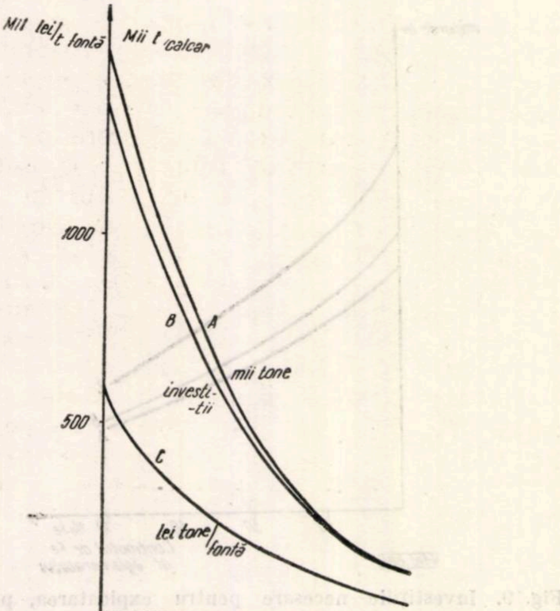


Fig. 11. Variaţia producţiei, investiţiilor şi preţului de cost al calcarului pe tona de fontă :

A — producţia de calcar ; *B* — investiţii ; *C* — preţ de cost pe tona de fontă. Scara pentru investiţii şi preţ de cost este de 10 ori mai mare decît cea privind minereurile de cărbuni şi fontă.

Consumul de calcar a fost stabilit în ipoteza unei zgure cu o bazicitate de 1,2 iar cel de cocs în baza diagramei Dr. Sarek, ţinîndu-se însă seama pe de o parte de diferenţa dintre calitatea cocsului indigen şi cel care a stat la baza diagramei amintite, şi pe de altă parte de faptul că s-a considerat încărcătura furnalului alcătuită integral din concentrate aglomerate. De asemenea, pentru simplificarea calculelor s-a considerat indicele de bazicitate ale diferitelor concentrate constant şi egal cu cel al minereului brut.

Din examinarea curbelor din figurile 4—14 se desprind următoarele observaţii :

a) Creşterea producţiei de minereuri cu gradul de îmbogăţire a concentratelor aglomerate conduce la creşterea preţului de cost al concentratelor şi al ponderii cu care acestea intervin în preţul de cost al fontei (figurile 4—7).

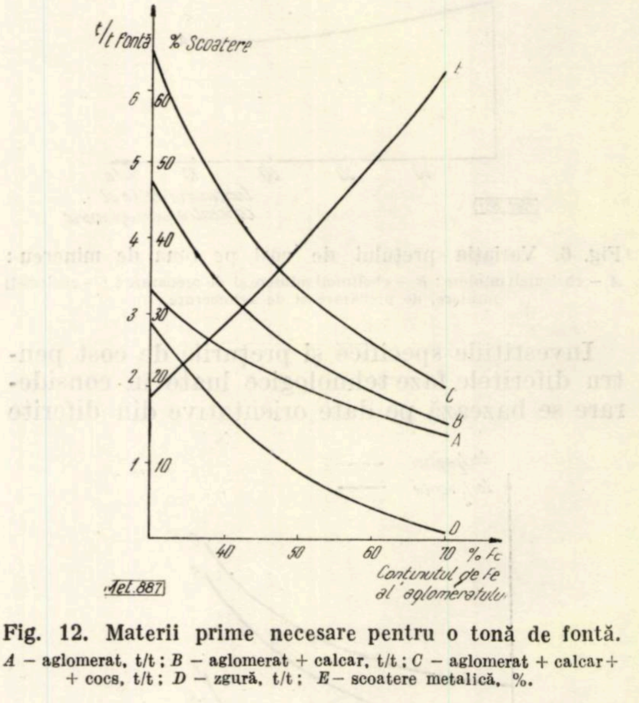


Fig. 12. Materii prime necesare pentru o tonă de fontă.

A — aglomerat, t/t ; *B* — aglomerat + calcar, t/t ; *C* — aglomerat + calcar + + cocs, t/t ; *D* — zgură, t/t ; *E* — scoatere metalică, %.

b) Scăderea simţitoare a producţiei de cărbuni şi cocs cu creşterea gradului de îmbogăţire al concentratelor conduce la scăderea masivă a investiţiilor în sectorul carbonifer şi cocsochimic şi a ponderii cu care cocsul intervine în preţul de cost al fontei (figurile 8—10).

c) În acelaşi sens se manifestă îmbogăţirea concentratelor şi asupra sectorului de producere a fondanţilor (fig. 11).

d) Factorii de mai sus conduc la scăderea investiţiilor şi a cheltuielilor de exploatare a furnalelor cu creşterea gradului de îmbogăţire al concentratelor (figurile 12—13) ; în final preţul de cost al fontei scade continuu (fig. 14) pînă la un anumit conţinut în fier al concentratului aglomerat, după care el tinde să crească ca urmare a creşterii sensibile a ponderii cu care aglomeratul intervine în prețul de cost, datorită extracției metalice coborîte realizate în acest caz în instalația de preparare.

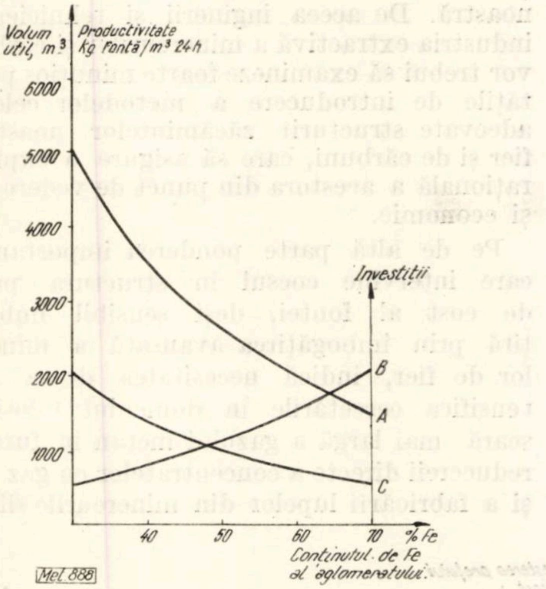


Fig. 13. Variația volumului util, a productivității și a investițiilor furnalelor :

A – volumul util total, m^3; *B* – productivitate, kg fontă/m^3 24 h; *C* – investiții pentru furnal.

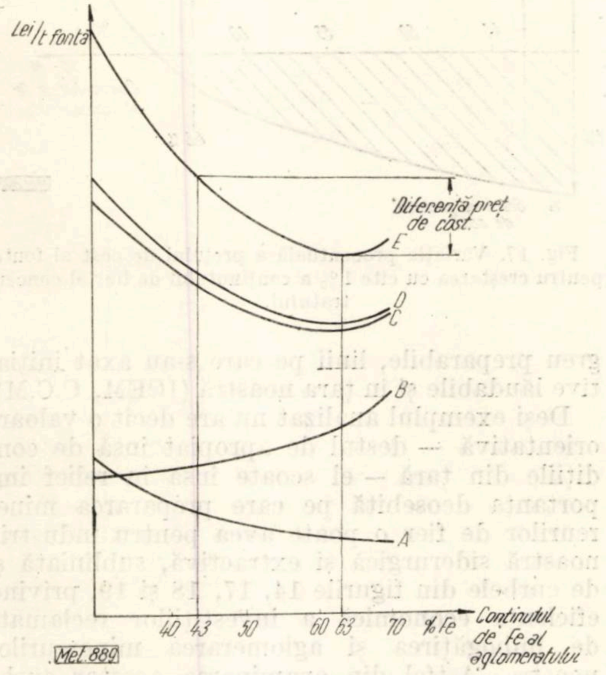


Fig. 14. Variația prețului de cost al fontei :

A – cheltuieli directe și generale la furnal; *B* – cheltuieli pentru minereul aglomerat; *C* – cheltuieli pentru aglomerat și calcar; *D* – cheltuieli pentru aglomerat, calcar și cocs; *E* – cheltuieli totale.

Dependența prețului de cost al fontei de diferiții factori amintiți se desprinde în mod mai evident din examinarea expresiei :

$$p = \frac{Q_E + Q_P + 0{,}01\, v\,(Q_T + Q_A)}{a \cdot m_P \cdot m_M}\, 10^6 + Q_M$$

în care :

p este prețul de cost al fontei (lei/t);

Q_E — cheltuieli de exploatare a minereului (lei/t minereu);

Q_P — cheltuieli de preparare a minereului (lei/t minereu);

Q_T cheltuieli de transport a concentratului (lei/t concentrat);

Q_A — cheltuieli de aglomerare a concentratului (lei/t aglomerat);

Q_M — $(q_k \cdot p_k + q_c \cdot p_c + q)$ cheltuieli de elaborare a fontei, în care :

q_k și q_c — consumurile specifice de cocs și calcar (t/t fontă);

p_k și p_c — prețul de cost al cocsului și calcarului (lei/t);

Q — cheltuielile curente și generale ale furnalului (lei/t fontă);

a — conținutul de fier din minereul brut (%);

m_M — extracția de fontă (care pentru simplificare a fost considerată în calcule egală cu 100%);

m_P — $v\frac{c}{a}$, extracția metalică (%) a preparării, (inclusiv aglomerarea) în care :

v — extracția în greutate (%) a concentratului (considerată pentru simplificare egală cu a aglomeratului);

c — conținutul de fier din concentratul aglomerat (%).

Din examinarea acestei expresii rezultă complexitatea factorilor care intervin în structura prețului de cost al fontei, dintre care unii se găsesc în strînsă interdependență organică. Considerînd constante cheltuielile de exploatare (Q_E) și de transport (Q_T) și prețul de cost al cocsului (q_k) și al calcarului (q_c), toți ceilalți factori sînt dependenți de conținutul în fier al concentratului aglomerat (c), de care depinde atît extracția în greutate (v) cît și extracția metalică (m_P) a preparării care, la rîndul lor, sînt și ele interdependente și influențate de natura minereului și alegerea judicioasă a metodelor de preparare. Se desprinde totodată din această expresie importanța creșterii extracției metalice (m_P), scăderea extracției în greutate (v) și rolul esențial al conținutului minereului brut (a) în economicitatea valorificării raționale a acestora; aceasta din urmă e pusă în evidență de curbele din figura 15, reprezentînd variația prețului de cost al fontei în funcție de conținutul inițial al minereului, considerat ca avînd aceleași caracteristici mineralogice ca minereul care a stat la baza calculelor amintite.

Curbele din figurile 1–15 scot totodată în relief anumite caracteristici specifice țării noastre, care conturează și unele direcții în care urmează a fi aprofundată problema dezvoltării industriei noastre extractive şi siderurgice.

Astfel, din examinarea structurii preţului de cost al fontei, în alternativa folosirii unui concentrat cu 43% Fe respectiv 63% Fe (fig. 16), rezultă că ponderea cea mai importantă o are valoarea materiei prime brute (minereu şi cărbuni) şi că un rol important în reducerea preţului de cost al fontei revine în primul rînd industriei extractive. Acest lucru este scos în evidenţă de raportul dintre cheltuielile de exploatare şi cele de preparare, care este sensibil diferit de cel din alte ţări, şi care îşi are explicaţia în condiţiile cu mult mai favorabile de extindere şi de exploatare a zăcămintelor de fier şi cărbune din acele ţări, decît cele din ţara noastră. De aceea inginerii şi tehnicienii din industria extractivă a minereurilor şi cărbunilor vor trebui să examineze foarte minuţios posibilităţile de introducere a metodelor celor mai adecvate structurii zăcămintelor noastre de fier şi de cărbuni, care să asigure o exploatare raţională a acestora din punct de vedere tehnic şi economic.

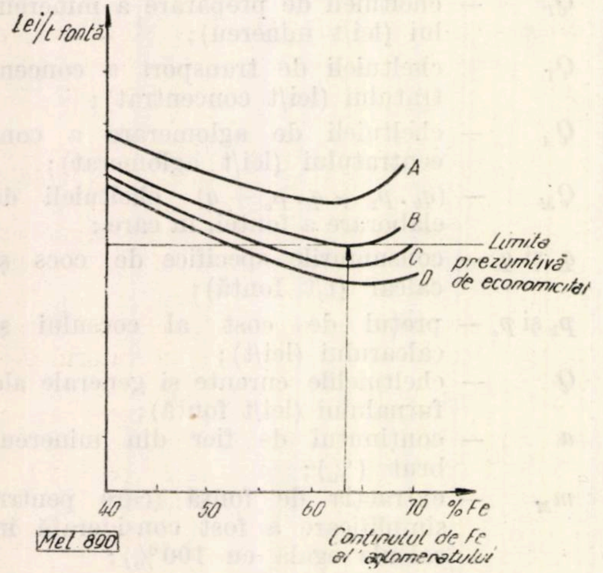


Fig. 15. Variaţia preţului de cost al fontei în funcţie de conţinutul minereului iniţial şi al conţinutului de Fe al concentratelor:

A – minereu cu 20% Fe; *B* – minereu cu 25% Fe; *C* – minereu cu 30%Fe; *D* – minereu cu 35% Fe.

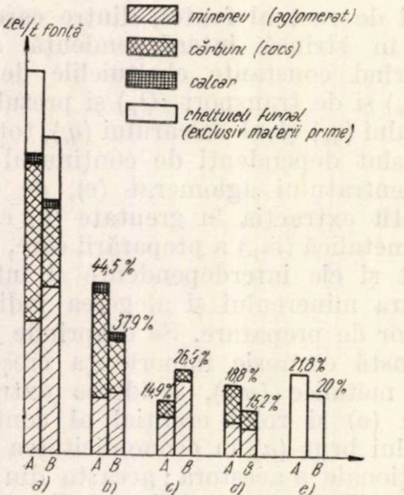


Fig. 16. Structura preţului de cost al fontei:

A – concentrate cu 43% Fe; *B* – concentrate cu 63% Fe; *a* – structura preţului de cost al fontei, lei/t fontă; *b* – valoarea materiilor prime brute, lei/t fontă; *c* – costul preparării mecanice, lei/t fontă; *d* – costul preparării termice – aglomerare şi cocsificare, lei/t fontă; *e* – cheltuieli generale şi de exploatare a furnalului, lei/t fontă.

Pe de altă parte ponderea importantă cu care intervine cocsul în structura preţului de cost al fontei, deşi sensibil îmbunătăţită prin îmbogăţirea avansată a minereurilor de fier, indică necesitatea de a se intensifica cercetările în domeniul folosirii pe scară mai largă a gazului metan în furnale, a reducereii directe a concentratelor cu gaz metan şi a fabricării lupelor din minereurile silicioase greu preparabile, linii pe care s-au axat iniţiative lăudabile şi în ţara noastră (ICEM, C.C.M).

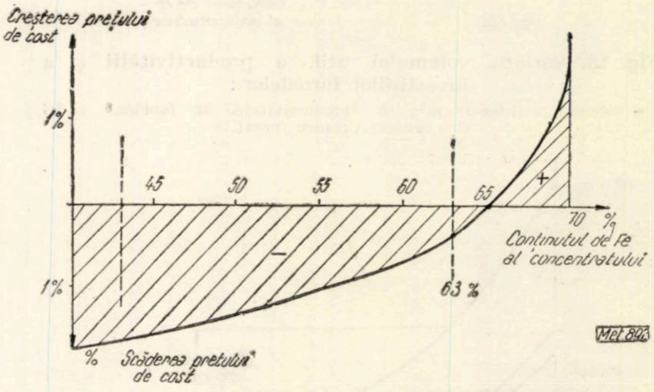


Fig. 17. Variaţia procentuală a preţului de cost al fontei pentru creşterea cu cîte 1% a conţinutului de fier al concentratului.

Deşi exemplul analizat nu are decît o valoare orientativă – destul de apropiat însă de condiţiile din ţară – el scoate însă în relief importanţa deosebită pe care prepararea minereurilor de fier o poate avea pentru industria noastră siderurgică şi extractivă, subliniată şi de curbele din figurile 14, 17, 18 şi 19, privind eficienţa economică a investiţiilor reclamate de îmbogăţirea şi aglomerarea minereurilor noastre. Astfel din examinarea acestor curbe – care pot fi exprimate prin formule matematice deduse din date statistice şi consideraţii teoretice [18] – rezultă că:

– Investiţia suplimentară reclamată de operaţiile de preparare şi aglomerare pentru creşterea conţinutului metalic al concentratelor de la 43% Fe (corespunzător conţinutului mediu al minereurilor preparate sau prăjite livrate actualmente uzinelor noastre siderurgice) la 63% Fe conduce la scăderea investiţiilor în sectorul siderurgic (furnale) cu circa 47% și pe întregul sector extractiv, cocsochimic și siderurgic cu circa 32%. Economia totală de investiții realizată în acest caz permite efectuarea unor investiții suplimentare pe întreg sectorul extractiv și siderurgic capabile să realizeze un plus de producție de circa 300 000 t fontă pe an.

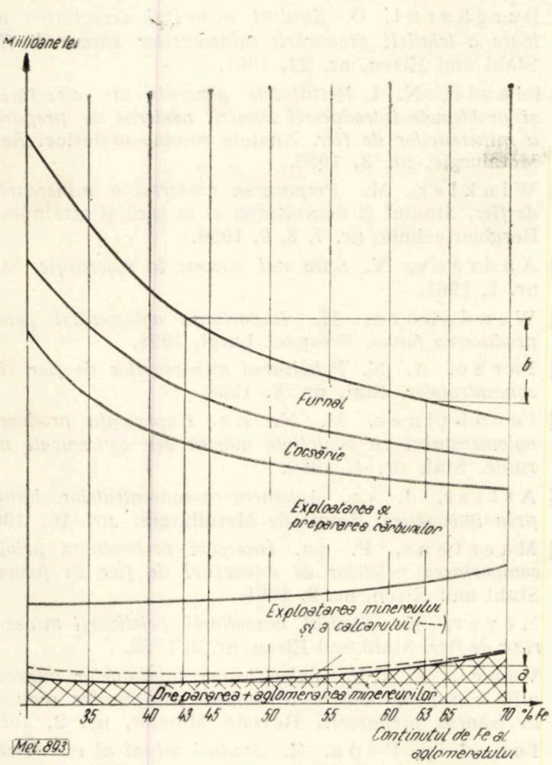


Fig. 18. Investițiile totale pentru materii prime și furnal:

a – diferența de investiții pentru prepararea și aglomerarea minereurilor; *b* – diferența totală de investiții pentru cazul îmbogățirii minereurilor de fier de la 43% Fe la 63% Fe.

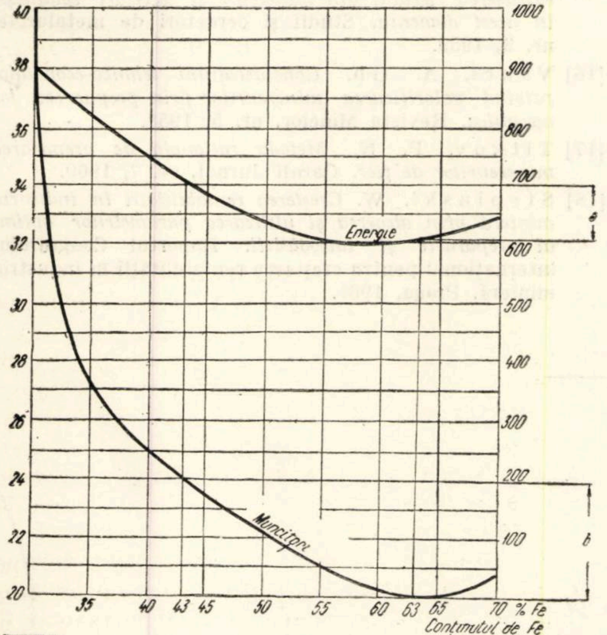


Fig. 19. Variația consumului total de energie și al efectivului de muncitori:

a – diferența de consum de energie; *b* – diferența de efectiv de muncitori în cazul îmbogățirii minereurilor de la 43% Fe la 63% Fe.

— Cheltuielile suplimentare reclamate de prepararea minereului, în condițiile enunțate, conduc la scăderea prețului de cost al fontei cu circa 20% și la economii anuale care amortizează integral investiția pentru instalațiile de preparare și aglomerare în circa 1,5 ani.

— Economisirea cu 18% a forțelor de muncă în ansamblul sectoarelor considerate, rezultată prin introducerea preparării minereurilor, permite folosirea lor pentru producerea unui plus de materii prime, corespunzătoare unei producții de circa 200 000 t fontă pe an.

Din cele prezentate rezultă rolul și importanța preparării minereurilor în valorificarea rațională a bazei noastre de minereuri de fier, rolul ei pozitiv în dezvoltarea industriei noastre siderurgice și efectele ei în economia noastră națională pe linia eficacității investițiilor, a reducerii prețului de cost și a măririi productivității muncii. Totodată rezultă legătura organică care există între tehnica preparării minereurilor de fier și tehnica elaborării fontei și necesitatea examinării problemei valorificării raționale a minereurilor de fier din punct de vedere tehnico-economic printr-o prizmă unitară. Numai un calcul tehnico-economic complex, care ține seama de toți factorii examinați succint în exemplul considerat, este în măsură să stabilească condițiile reale care să conducă la valorificarea economică cea mai rațională a resurselor noastre de materii prime și totodată, limita pînă la care trebuie împinsă exploatarea și îmbogățirea minereurilor noastre de fier. După cum rezultă din figurile 14 și 15, depășirea unui anumit conținut de fier din concentrate – deși din punct de vedere siderurgic prezintă o serie de avantaje nu justifică întotdeauna economicitatea unei asemenea măsuri. Este necesar deci ca pentru fiecare fel de minereu să se efectueze calcule similare, ținîndu-se seama de specificul chimico-mineralogic al fiecărui minereu în parte și de caracteristicile chimico-mineralogice ale concentratelor obținute, care diferă uneori sensibil de cele ale minereului brut, în funcție de gradul de îmbogățire urmărit. Pentru exemplificare menționăm cazul minereului de la Căpuș, caracterizat printr-o gangă bazică, care prin concentrare schimbă simțitor coeficientul de bazicitate al concentratelor obținute (de la circa 1,3 la circa 0,7).

Complexitatea problemei valorificării raționale a materiilor noastre prime și interdependența dintre prepararea minereurilor și elaborarea fontei implică, evident, și necesitatea colaborării strînse între specialiștii din aceste domenii tehnice și care trebuie să se reflecte și în formarea viitoarelor cadre de specialiști în institutele superioare de învățămînt.

În institutele unde se pregătesc viitorii ingineri de preparare va trebui să se acorde o mai mare atenţie predării cursurilor de metalurgie, pe care le considerăm indispensabile în pregătirea temeinică a inginerilor care vor lucra în instalaţiile de preparare a materiilor prime pentru industria metalurgică. Numai astfel, cunoscînd efectele pe care calitatea produselor, ce se obţin în instalaţiile în care lucrează, le au în procesele complicate ce se petrec în agregatele metalurgice, ei vor fi în măsură să aducă o contribuţie importantă la efortul metalurgilor de a produce cît mai multe metale de bună calitate.

De asemenea şi în formarea inginerilor din sectorul metalurgiei extractive considerăm necesar ca studiul preparării materiilor prime să fie astfel organizat ca aceştia să fie în măsură să cunoască — deosebit de operaţiile şi maşinile de preparare cu care se vor întîlni în însuşi cadrul uzinelor metalurgice — şi procedeele moderne cu ajutorul cărora li se pun la dispoziţie materiile prime îmbogăţite în instalaţiile de preparare. Referindu-ne la formarea inginerilor furnalişti, un accent important va trebui pus pe operaţiile de sfărîmare, clasare, omogenizare, prăjire, peletizare şi aglomerare, operaţii care intervin cu faze premetalurgice indinspensabile şi inevitabile în operaţia de pregătire a încărcăturii pentru furnale. Ţinînd seama de rolul important al cocsului în procesul de elaborare a fontei şi progresele făcute în ultimul timp în legătură cu folosirea unor metode speciale pentru valorificarea minereurilor de fier (ca procedeul Krupp Renn şi procedeele de fabricarea buretelui de fier etc.), considerăm necesar că noţiunile mai importante în legătură cu acestea să facă parte din bagajul de cunoştinţe al viitorilor ingineri furnalişti. Toate aceste cunoştinţe, completate cu cunoştinţe generale privind metodele de îmbogăţire a materiilor prime şi criterii generale pentru stabilirea economicităţii proceselor de preparare a materiilor prime, vor deschide inginerilor metalurgi un cîmp mai larg de activitate şi o orientare mai bună în rezolvarea problemelor lor de strictă specialitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vanci, A. Gh. şi Popa, T. *Proleme actuale privind valorificarea minereurilor sărace de fier.* Bucureşti, I.D.T.,, nr. 3286, 1956.

[2] Burghardt, O. *Stadiul actual şi dezvoltarea viitoare a tehnicii preparării minereurilor sărace de fier.* Stahl und Eisen, nr. 22, 1961.

[3] Plaxin, N. I. *Rezultatele generale ale cercetărilor şi problemele introducerii tehnicii moderne de preparare a minereurilor de fier.* Analele romîno-sovietice. Seria Metalurgie, nr. 3, 1956.

[4] Winkler, M. *Prepararea modernă a minereurilor de fier.* Stadiul şi dezvoltarea ei în ţară şi străinătate. Bergbautechnik, nr. 7, 8, 9, 1956.

[5] Andreev, V. *Spre noi succese în siderurgie.* Stal, nr. 1, 1961.

[6] Wendeborn, H. *Importanţa aglomerării pentru producerea fontei.* Prospect Lurgi, 1958.

[7] Iarho, A. N. *Peletizarea minereurilor de fier şi a concentratelor.* Stal, nr. 8, 1958.

[8] Iacubtiner, M. N. ş. a. *Experienţa producerii aglomeratului cu bazicitate mărită din concentrate mărunte.* Stal. nr. 4, 1960.

[9] Astier, J. ş.a. *Aglomerarea concentratelor obţinute prin îmbogăţire.* Revue de Metallurgie, nr. 10, 1961.

[10] Maertens, P. ş.a. *Încercări preliminare privind comportarea peletelor de minereuri de fier în furnale.* Stahl und Eisen, nr. 2, 1961.

[11] Meyer, K. *Stadiul dezvoltării peletizării minereurilor de fier.* Stahl und Eisen, nr. 3, 1962.

[12] Vanci, A. Gh. *Valorificarea substanţelor minerale utile din ţara noastră în lumina progreselor realizate în tehnica preparării.* Revista Minelor, nr. 2, 1956.

[13] Ion, I. şi Popa, E. *Stadiul actual al cercetărilor privind minereurile de fier şi a substanţelor minerale nemetalifere.* Revista Minelor, nr. 5, 1958.

[14] Oprişor, S., Miliţescu, E. şi Sîrbu, M. *Stadiul actual al preparării minereurilor de fier şi de mangan din R.P.R.* Revista Minelor, nr. 12, 1959.

[15] Dumitraşcu, P., Ispas, M. *Procedee noi de extragerea fierului din minereuri şi cercetări romîneşti în acest domeniu.* Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 3, 1959.

[16] Vanci, A. Gh. *Consideraţiuni tehnico-economice privind valorificarea minereurilor prin prepararea lor mecanică.* Revista Minelor, nr. 5, 1958.

[17] Titkov, P. N. *Metoda raţională de prepararea minereurilor de fier.* Garnîi Jurnal, nr. 7, 1960.

[18] Stepinski, W. *Creşterea rentabilităţii în industria minieră prin alegerea şi utilizarea parametrilor optimi ai preparării şi îmbogăţirii.* Raportul Congresului internaţional pentru creşterea rentabilităţii în industria minieră. Praga, 1961.

CZ 669.715.782 : 621.741.71

Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie

Ing. PETRE MARCU, ing. BARTOLOMEU VASILESCU, ing. ELENA RĂDULESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Aliajele Al-Si eutectice se bucură de o bună apreciere în industria constructoare de maşini, datorită proprietăţilor superioare de turnare, care permit obţinerea pieselor cu pereţi subţiri (6—10 mm) şi cu varietăţi mici de secţiune, fără pericolul apariţiei fisurilor sau microretasurilor.

În acest articol se expun cercetările întreprinse în vederea stabilirii parametrilor de elaborare şi turnare a trei aliaje cu conţinut de siliciu în jurul eutecticului (9—13% Si), fără cupru, denumite silumin 1, 2 şi 3.

Lucrările s-au axat în principal pe determinarea fondanţilor de protecţie, de degazare şi de modificare cu eficienţă maximă, efectul folosirii sodiului tratat în vid în locul sodiului păstrat în petrol, precum şi pe stabilirea temperaturilor optime de elaborare, degazare, modificare şi turnare.

Studierea tehnologiei de elaborare şi turnare a aliajelor s-a efectuat pe un număr mare de lucrări experimentale, în laborator şi la uzine. Pentru urmărirea efectului modifcării asupra structurii aliajelor de tip silumin, la majoritatea şarjelor s-a făcut analiza metalografică, care a permis eliminarea de la început a probelor necorespunzătoare.

Elaborarea şi turnarea aliajelor silumin

Compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice — în stare brută de turnare — a celor trei aliaje studiate sînt date în tabela 1.

Analizînd diagrama de echilibru a sistemului binar Al-Si, prezentată în figura 1, rezultă:

— eutecticul din aliajele menţionate este compus din soluţie solidă α şi faza β (Si) cu un conţinut de 11,7% Si şi cu punct de solidificare 577°C;

— diferenţa dintre punctele de topire ale Si (1 414°C) şi Al (650°C) fiind mare, metoda de aliere indicată este cea cu prealiaje.

Prezenţa elementelor de aliere se justifică astfel: manganul reduce efectul de fragilitate al Fe şi măreşte rezistenţa aliajului la coroziune; magneziul formează compuşii Mg_2 Si şi Al_3 Mg_2, care durifică aliajul ca urmare a tratamentului termic de punere în soluţie, călire şi îmbătrînire; titanul finisează structura, mărind proprietăţile mecanice ale aliajului şi asigură omogenitatea şi compactitatea pieselor turnate.

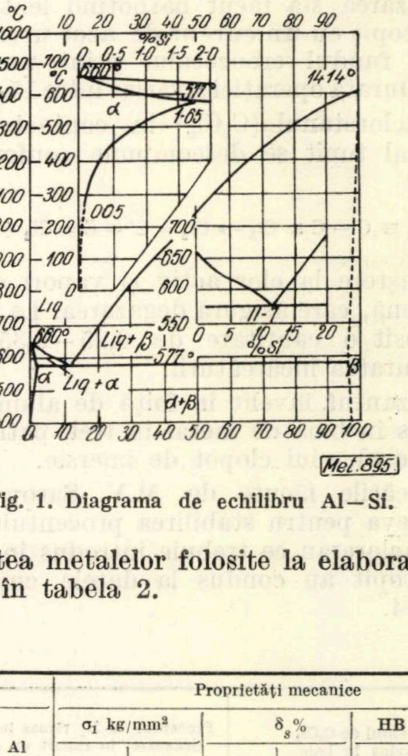


Fig. 1. Diagrama de echilibru Al—Si.

Puritatea metalelor folosite la elaborare este indicată în tabela 2.

Tabela 1

Aliajul	Compoziţia chimică, %					Proprietăţi mecanice					
	Si	Mn	Ti	Mg	Al	σ_i kg/mm²		δ_s %		HB kg/mm²	
						N	*C*	*N*	*C*	*N*	*C*
Silumin 1	12—13	0,3—0,6	0,1—0,15	—	rest	16	16	2	2	45	50
Silumin 2	12—13	0,3—0,6	0,1—0,15	0,2—0,4	rest	17	18	2	1	55	60
Silumin 3	9—10	0,3—0,6	0,1—0,15	0,2—0,4	rest	17	18	2	1	55	60

N — material turnat în nisip; *C* — material turnat în cochilă.

Tabela 2

Al%		Si%		Mn%		Ti%		Mg%		Silumin brut impurităţi, %	
Al_{00}	Al_0	Si_1	Si_2	Mn_1	Mn_2	Ti_1	Ti_2	Mg_1	Mg_2	Sil_0	Sil_1
99,70	99,60	99	98	99	98	99,2	99	99,92	99,85	0,80	1,40

Pentru stabilirea fondantului de protecție s-a executat o serie de încercări, în cursul cărora s-au utilizat succesiv amestecurile din tabela 3.

Tabela 3

Amestecul utilizat	Componența amestecurilor, %					
	Criolită	NaCl	KCl	CO_3N_2	NaF	KP
I	20	40	40	—	—	—
II	—	30	40	17	—	13
III	—	45	45	—	10	—
IV	50	35	—	15	—	—
V	15	60	25	—	—	—

Cele mai bune rezultate s-au obținut cu amestecul III, cu punct de topire 607°C, care a putut fi utilizat și ca sare de rafinare, avînd ca efect o reducere a incluziunilor oxidice și în special a porozităților.

La prepararea amestecurilor s-au folosit săruri de puritate tehnică. Ca degazanți s-au întrebuințat N_2 și C_2Cl_6.

Degazarea s-a făcut barbotînd lent baia de metal topit cu un curent de azot uscat, introdus în fundul creuzetului printr-un tub de cuarț. Durata operației a variat între 15—20 min.

Hexacloretanul (C_2Cl_6) în contact cu baia de metal topit se descompune conform reacției:

$$Cl_3 \equiv C - C \equiv Cl_3 \rightarrow Cl_2 = C' = C = Cl_2 + Cl_2,$$

dînd naștere la clor activ și vapori de tetracloretilenă, care asigură degazarea. La încercări s-a folosit o cantitate de 0,25—0,35% C_2Cl_6 din greutatea încărcăturii.

Degazantul, învelit în foiță de aluminiu, s-a introdus în baia de metal în trei, patru etape, cu ajutorul unui clopot de imersie.

Încercările făcute de M.V. Șarov și O.I. Nichișaeva pentru stabilirea procentului optim de hexacloretan ce trebuie introdus în baia de metal topit au condus la datele cuprinse în tabela 4.

Tabela 4

Procentul de C_2Cl_6 introdus în baie	Procentul de H_2 rămas în baie după degazare, în raport cu conținutul inițial
0,15	24
0,20	18
0,25	15
0,30	14

Rezultă că procentul cel mai adecvat de hexacloretan pentru obținerea unei degazări corecte este de 0,3% din greutatea încărcăturii.

Ambele metode de degazare folosite au fost eficiente și netoxice, totuși C_2Cl_6 prezintă multiple avantaje practice și trebuie preferat.

Obiectivul primei etape a fost determinarea compoziției chimice a prealiajelor, care să permită o dozare cît mai exactă a elementelor din silumin, folosirea unor temperaturi de lucru scăzute și arderi cît mai reduse. Pe baza experimentărilor făcute s-a constatat că cele mai corespunzătoare compoziții de prealiaje sînt:

$$Al-Si_{20},\ Al-Mg_{10},\ Al-Mn_9,\ Al-Ti_3.$$

Etapa a doua a lucrărilor s-a axat pe stabilirea tehnologiei de elaborare a celor trei tipuri de silumin în cuptoare cu creuzet de grafit încălzite cu gaze.

Compozițiile chimice avute în vedere la calculul șarjelor sînt indicate în tabela 5. Pentru Al s-a prevăzut o pierdere prin ardere de 3%.

Tabela 5

Aliajul	Compoziția chimică luată în calcul, %				
	Si	Mn	Ti	Mg	Al
Silumin 1	12,70	0,55	0,15	—	86,60
Silumin 2	12,70	0,55	0,15	0,40	86,20
Silumin 3	9,70	0,55	0,15	0,40	89,20

S-au folosit și deșeuri de aceeași compoziție chimică cu aliajul care se elaborează, fără a se depăși însă procentul de 30% din greutatea încărcăturii.

S-a aplicat următoarea tehnologie de elaborare: s-a topit întreaga cantitate de aluminiu cu o flacără slab oxidantă și sub un strat de fondant de circa 1,5% din șarjă. După topirea aluminiului s-au introdus succesiv prealiajele $Al-Si_{20}$, $Al-Mn_9$, $Al-Ti_3$, deșeuri și $Al-Mg_{10}$ (numai la silumin 2 și 3), toate tăiate în bucăți mici și bine preîncălzite. Fiecare introducere de material a fost urmată de o amestecare intensă. Temperatura băii în timpul elaborării nu a depășit 760° C.

Degazarea s-a făcut la circa 710°C după topirea prealiajului $Al-Mg_{10}$, folosindu-se N_2 sau C_2Cl_6. După degazare metalul se lasă în repaos 5—10 min și apoi se toarnă direct — dacă se urmărește obținerea de blocuri pentru retopire — sau se supune tratamentului de modificare înainte de turnare, dacă trebuie realizate piese cu proprietăți mecanice prescrise.

Tratamentul de modificare, care constituie o rafinare a topirii și o finisare a grăunților cristalini, este indispensabil pentru obținerea unor siluminuri cu proprietăți mecanice corespunzătoare. Este cunoscut că adaosul de sodiu sau de cloruri alcaline produce nu numai creșterea conținutului de Si eutectic de la 11,6 la circa 13,6% (fig. 2), dar și o scădere a temperaturii eutecticului cu circa 10°C.

Pentru modificare se folosește sodiu păstrat în petrol sau sodiu tratat în vid de tip NAVAC capsulat în cutii de aluminiu. La încercările de laborator s-a întrebuințat numai sodiu obişnuit, pastilele de NAVAC utilizîndu-se numai pentru șarje mari.

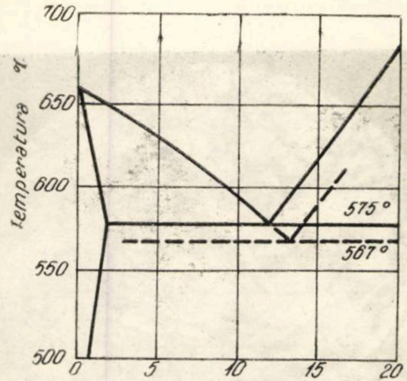


Fig. 2. Diagrama de echilibru a aliajului Al—Si nemodificat şi modificat (linie întreruptă).

În ceea ce privește amestecurile de săruri pentru modificare, în tabela 6 se arată tipurile încercate în timpul experimentărilor.

Tabela 6

Tipurile de amestecuri	Componenții amestecurilor, %			Temperatura de topire a amestecurilor, °C
	NaCl	KCl	NaF	
A	20	45	35	650
B	40	40	20	600
C	32	4	64	660
D	40	15	45	650

Cele mai bune rezultate s-au obținut cu amestecul *D*, care a fost utilizat curent.

Cantitatea de sodiu calculată a fost de 0,03—0,06% din greutatea șarjei, iar cea de săruri de 0,75—1% din încărcătură.

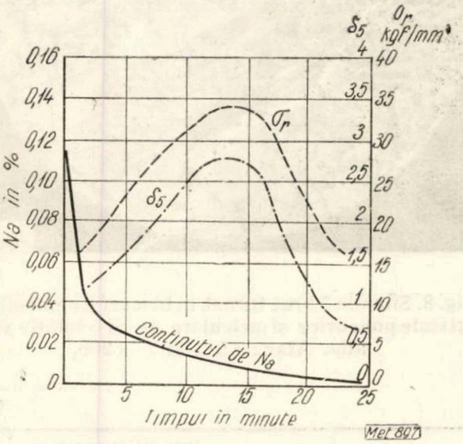


Fig. 3. Variația efectului de modificare a Na, în funcție de timp, asupra proprietăților mecanice ale aliajului turnat.

În practică s-a aplicat modificarea dublă la piesele turnate în forme de nisip și modificarea simplă cu săruri la cele turnate în cochilă.

Operația de modificare și turnare a decurs astfel: imediat după perioada de liniștire a metalului degazat baia s-a încălzit la circa 750°C, s-a îndepărtat zgura și s-a presărat pe oglinda de metal 1/4 din cantitatea de amestec modificator. S-a îndepărtat din nou zgura și s-a presărat restul de amestec modificator, lăsînd baia în repaus 5—10 min pînă la topirea completă a sărurilor. S-a introdus apoi sodiul învelit în foiță de aluminiu cu ajutorul clopotului de imersie și s-a amestecat.

Baia de metal topit s-a lăsat în repaus 10—15 min, avînd grijă ca la finele intervalului temperatura topiturii să nu scadă sub circa 710°C, care e temperatura indicată pentru turnare.

În figura 3 se prezintă variația efectului de modificare a Na, în funcție de timp, asupra proprietăților mecanice ale aliajului turnat.

Turnarea pieselor de silumin s-a făcut în forme de nisip crude și în cochile. Alegerea amestecurilor de forme și de miez cere o deosebită atenție, de acest factor depinzînd în mare măsură calitatea piselor turnate.

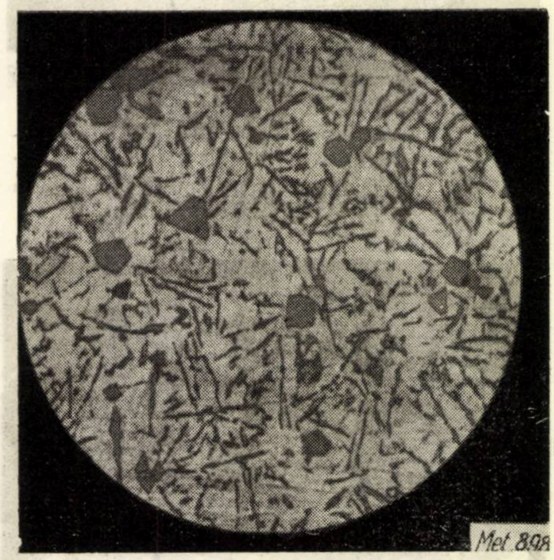


Fig. 4. Silumin 1 turnat în nisip și nemodificat. Cristale poliedrice și aciculare de Si în soluție solidă alfa. Atac 0,5% HF; × 200.

În ceea ce privește cochilele, înainte de folosire s-au uns cu o vopsea și apoi s-au uscat bine la circa 150°C.

Operația de turnare se execută imediat, cu vînă continuă și curgere cît mai liniștită, dar destul de repede spre a se evita oxidarea metalului.

Compozițiile chimice și proprietățile mecanice medii ale șarjelor turnate în cochilă și netratate termic sînt arătate în tabela 7.

Microfotografiile structurilor cîtorva șarje de silumin sînt prezentate în figurile 4, 5 și 6.

Parametrii tehnologici stabiliți în faza de laborator pe șarje de 5—25 kg s-au verificat la uzine. S-a urmărit fie obţinerea de blocuri de silumin 1, 2 şi 3 destinate retopirii în vederea turnării de piese, fie elaborarea aliajelor şi turnarea directă de piese în nisip.

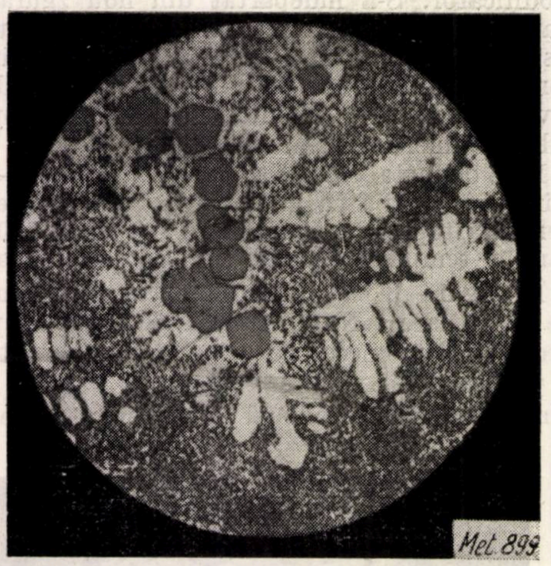


Fig. 5. Silumin 2 turnat în cochilă, insuficient modificat. Cristale poliedrice de Si şi dendrite de soluţie solidă alfa pe fond eutectic. Atac 0,5% HF ; ×200.

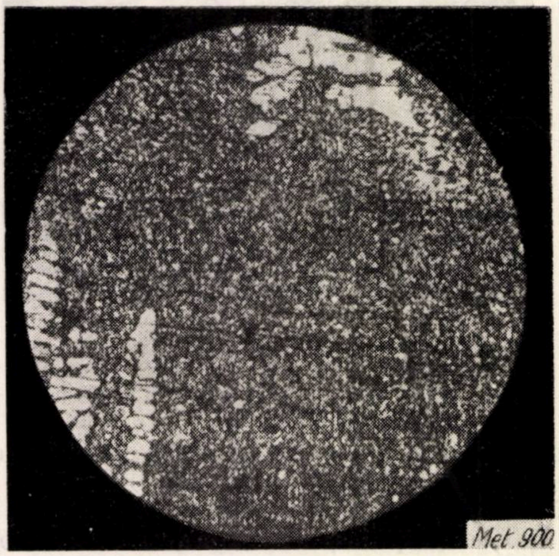


Fig. 6. Silumin 3 turnat în cochilă, corect modificat. Eutectic şi dendride de soluţie solidă alfa. Atac : 0,5% HF ; ×200.

În acest scop s-au elaborat în cuptoare cu creuzet şarje de cîte 100—150 kg.

Compoziţia chimică a blocurilor turnate este dată în tabela 8.

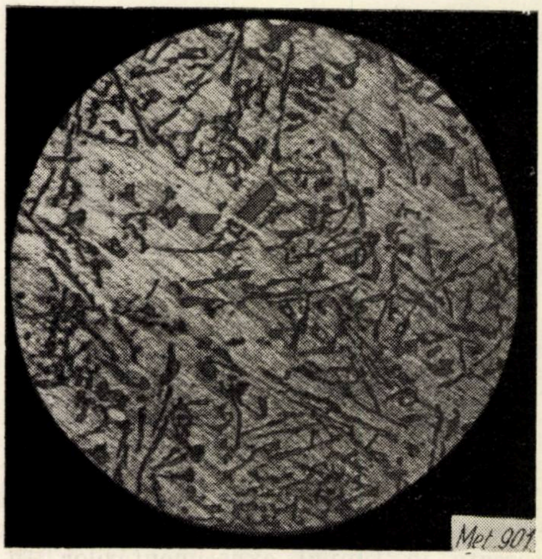


Fig. 7. Silumin 2 brut turnat în blocuri şi nemodificat. Cristale poliedrice şi aciculare de Si+soluţie solidă alfa. Atac : 0,5% HF ; × 200.

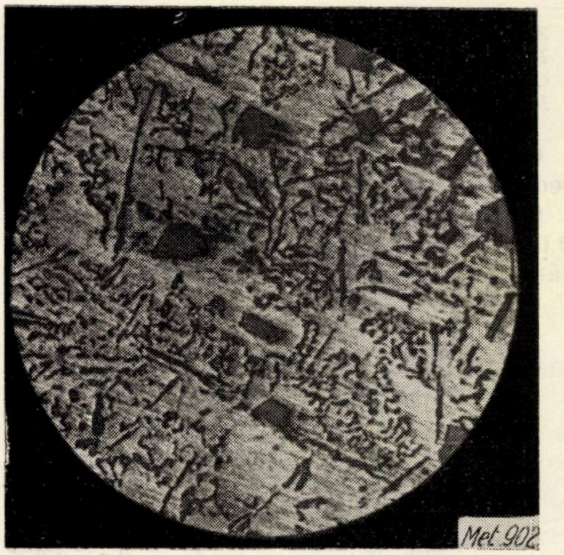


Fig. 8. Silumin 3 brut turnat în blocuri şi nemodificat. Cristale poliedrice şi aciculare de Si+soluţie solidă afla. Atac : 0,5%HF ; ×200.

Tabela 7

Aliajul turnat	Compoziţia chimică, %					Proprietăţi mecanice		
	Si	Mn	Ti	Mg	Al	σ_r kgf/mm²	δ_s %	HB kg/mm²
Silumin 1	12,30	0,48	0,13	—	rest	21	3,00	76
Silumin 2	12,20	0,49	0,12	0,28	rest	22	2,50	82
Silumin 3	9,40	0,49	0,14	0,31	rest	21	2,00	81

Tabela 8

Aliajul turnat	Compoziția chimică, %					
	Si	Mn	Ti	Mg	Fe	Al
Silumin 1	12,65	0,51	0,087	—	0,41	rest
Silumin 2	12,20	0,48	0,096	0,32	0,24	rest
Silumin 3	9,50	0,50	0,100	0,35	0,24	rest

Microfotografiile a două șarje sînt arătate în figurile 7 și 8.

În cursul turnării în nisip a pieselor din silumin 1 s-au făcut încercări comparative cu sodiu păstrat în petrol și în vid, obținîndu-se rezultatele din tabela 9.

Tabela 9

Sodiul folosit	Temperatura de modificare, °C	Cantitatea de Na introdusă în silumin, %	Proprietăți mecanice după modificare		
			σ_r kgf/mm²	δ_s %	HB kg/mm²
Ținut în petrol	750	0,06	17,20	3,90	62
Ținut în vid	750	0,06	18,70	4,30	65

Se constată că sodiul păstrat în vid este mai eficient și evită gazarea băii de metal topit cu hidrogenul produs prin descompunerea urmelor de petrol de pe sodiu ce vine în contact cu topitura.

Compoziția chimică și proprietățile mecanice medii ale pieselor turnate în nisip la uzine sînt arătate în tabela 10.

Tabela 10

Aliajul turnat	Compoziția chimică, %						Proprietăți mecanice		
	Si	Mn	Ti	Mg	Fe	Al	σ_r kgf/mm²	δ_s %	HB kgf/mm²
Silumin 1	12,4	0,50	0,12	—	0,55	rest	18	7	68
Silumin 2	12,4	0,45	0,10	0,30	0,60	rest	26	5	81
Silumin 3	9,6	0,55	0,13	0,28	0,40	rest	28	4	85

Notă : Siluminul 2 și 3 sînt tratate termic.

Concluzii

În cursul încercărilor efectuate s-au determinat parametrii de elaborare, modificare și turnare a siluminurilor 1, 2 și 3 în faza laborator.

Acești parametri s-au dovedit corespunzători și în cadrul lucrărilor efectuate la uzine, creîndu-se astfel premisele asimilării acestor aliaje și fabricației lor în țară la același nivel calitativ ca produsele similare de import.

Fluiditatea bună și proprietățile mecanice ridicate ale siluminurilor — atît în stare brută cît și după tratamentul termic — arată că ele sînt corespunzătoare pentru turnarea pieselor cu configurație complicată și grosime de perete mică supuse la solicitări ridicate. De asemenea, lipsa elementelor deficitare din compoziția lor constituie un argument important în favoarea extinderii utilizării acestor aliaje în construcția de mașini.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bocivar, A. A. *Metalurgia fizică.* 1956. Moscova Metalurghizdat.
[2] Gorskov, S. J. *Turnarea lingourilor de metale și aliaje ușoare.* București, Editura tehnică, 1956.,
[3] Militin, K. N., Lovcikov, V. S., Suvorov A. N. *Topirea și turnarea metalelor și aliajelor neferoase.* București, Editura tehnică, 1957.
[4] Sarov, M. V., Nichișaeva, O. I. *Degazarea aliajelor Al-Si cu hexacloretan.* Mati — Probleme de turnătorie. Oboronghizdat. 1961.
[5] Irmann, R. *Turnarea aluminiului în nisip și cochilă,* Dunoud, 1957.
[6] Zeerleder, V. A. *Tehnologia aluminiului.* Zurich, 1941.
[7] Korolkov, N. N. *Proprietățile de turnare ale metalelor și ale aliajelor neferoase.* Ac.N. U.S.S.R. 1960.
[8] GOST 2685—53.
[9] DIN 1725.
[10] Norma AIAG C.2.6.
[11] V.S.M. 10 855.
[12] N.F. A 57 703.

CZ 621.141.241.4 : 621.746.77.001.5

Cercetări cu privire la formarea retasurii în oțelul necalmat cu conținut redus de carbon

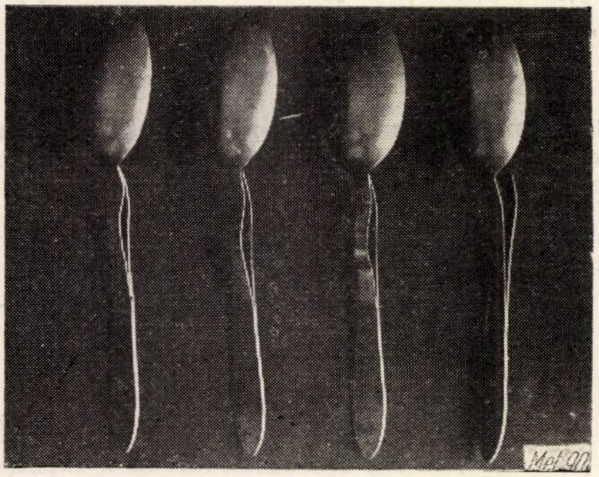
Ing. NICOLAIE SUCIU și ing. ELENA SUCIU
Uzina „Oțelul Roșu”

În seria oțelurilor elaborate pe scară mare, un loc important ocupă și oțelurile cu conținut redus de carbon, necalmate.

Utilizarea acestor oțeluri este multiplă și cu importanță deosebită în special pentru prelucrarea prin ambutisare.

La prelucrarea oțelurilor moi, una din dificultățile curente o constituie prezența retasurii.

Deși în principiu defectul de material — retasura — nu este caracteristic oțelului necalmat în anumite condiții de elaborare și turnare aceasta apare în capul lingoului — ca retasură principală — sau în mijloc spre treimea inferioară ca retasură secundară.



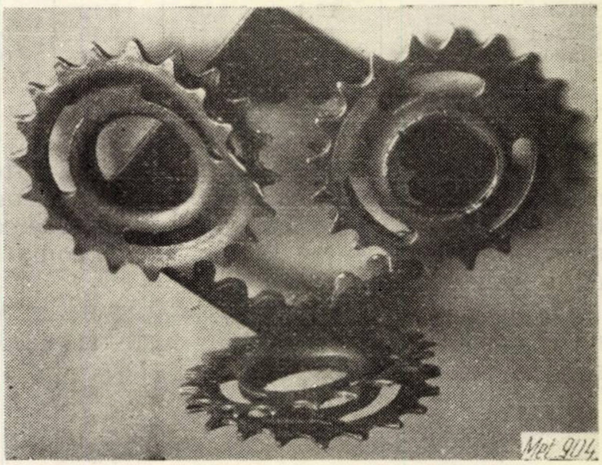
a)

Defectul este considerat ca atare, atunci cînd după un șutaj normal efectuat în timpul laminării în semifabricate (blumuri, țagle, platine etc.) se mențin încă goluri care obligă efectuarea unui șutaj suplimentar. De asemenea, defectul apare atunci cînd în timpul debitării semifabricatelor în lungimi multiple sau simple apar asemenea discontinuități la bucățile provenite din partea de mijloc a lingourilor.

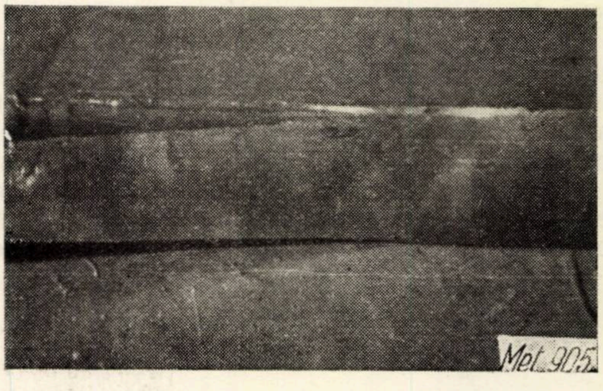
Datorită retasurii, care în timpul laminării nu se sudează în condiții normale, produsele obținute din semifabricatele ce posedă acest defect ascuns prezintă în secțiune aspect de suprapuneri mari și impun rebutarea lor definitivă (fig. 1).

Experimentările întreprinse au demonstrat că apariția retasurii în oțelul lingou necalmat cu conținut scăzut de carbon (maximum 0,12%) este dependentă de interacțiunea complexă a diverșilor parametri privind elaborarea și turnarea oțelului ca : bazicitatea zgurei, viteza de decarburare, durata afinării, viteza de turnare etc. și într-o măsură mai mică de calitatea materiilor prime, funcționarea cuptoarelor etc.

Pentru stabilirea influenței principalilor parametri tehnologici au fost urmărite efectiv 40 șarje, începînd cu încărcarea cuptoarelor Siemens Martin și terminînd cu laminarea în platină a oțelului lingou. Calitățile de oțeluri urmărite au fost : OL 34, OL DA, 08 — 10Kp și P 11.



b)



c)

Fig. 1. Produse cu retasură :
a) — lingouri ; b) — pinioane ; c) — platine.

Parametrii urmăriți la elaborare și turnare, care au avut o influență bine definită asupra apariției retasurii, au fost: bazicitatea zgurei la topire; fierberea cu minereu; fierberea fără minereu (liniștită); bazicitatea finală a zgurei; viteza de turnare; punerea capacelor; lungimea lingourilor.

Bazicitatea zgurei la topire

În multe cazuri, încărcarea cuptoarelor nu se face în ordinea celor mai noi recomandări și adaosul de fondanți este insuficient. Media încărcăturii acestora este de numai circa 2%, considerîndu-se că la proporții mai mari s-ar prelungi durata șarjelor.

Consecințele folosirii unei proporții mici de fondanți la încărcare sînt: zgura are raportul CaO/SiO_2 mult prea mic (circa 0,5) și spumegă la începutul topirii; această zgură are o conductibilitate termică și o fluiditate scăzută din care cauză se întîrzie afinarea și degazarea băii metalice este nesatisfăcătoare.

Formarea zgurei prezintă chiar în cazul bazicității scăzute, ca mod de lucru, două aspecte total diferite. Unii oțelari încep imediat decarburarea și numai după aceea formează zgura, iar alții formează imediat zgura și apoi decarburează.

Bazicitatea mică la topire și formarea cu întîrziere a zgurei au ca efect apariția frecventă a retasurii în lingou, respectiv un consum specific mare de oțel lingou pe tona de platină bună, așa cum rezultă din tabela 1 și figura 2.

Tabela 1

Nr. sapei	CaO/SiO_2 la topire	Producția		
		Coeficientul de scoatere, %	Consum specific,	Rebut, %
1	0,7	84	1 180	4
2	0,8	85	1 170	2
3	0,8	76,5	1 300	13
4	0,6	78	1 280	11
5	0,8	80	1 250	8
6	0,7	80	1 250	8
7	1,10	90,5	1 105	—
8	1,15	91	1 080	—
9	0,75	79,2	1 260	9
10	0,90	87	1 150	—
11	1,05	88	1 140	—
12	0,75	81,5	1 220	6
13	0,80	82	1 210	5
14	0,60	74	1 350	17
15	0,85	75,8	1 320	12
16	0,85	84,2	1 190	4
17	0,07	85	1 170	2
18	0,88	87	1 150	—
19	0,80	87	1 150	—
20	1,30	91,5	1 090	—
21	0,95	92	1 080	—
22	1,20	92	1 080	—
23	0,70	88	1 130	—
24	0,90	88,5	1 125	—
25	0,90	91,5	1 090	—
26	0,85	88,5	1 125	—
27	1,00	91	1 100	—
28	1,20	87,8	1 140	—
29	1,30	88,6	1 120	—
30	1,10	91,5	1 090	—

Din datele din tabela 1 reiese că rezultate bune se obțin atunci cînd bazicitatea zgurei, înainte de terminarea completă a topirii, este de minimum 1,0. În același timp s-a observat că rezultate aproape similare se obțin și sub bazicitatea 1, cu condiția ca începerea formării zgurei să se facă înainte de terminarea completă a topirii prin adaos manual de var în porțiunile topite (de exemplu, șarjele nr. 10, 18, 19, 21 23, 24, 25 și 26, tabela 1).

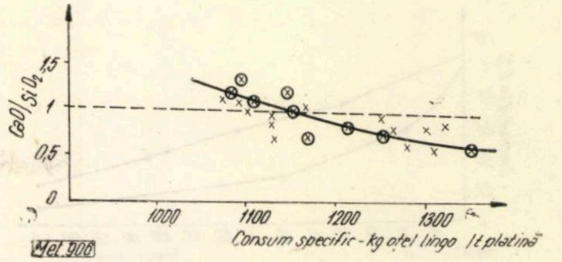


Fig. 2. Variația consumului specific în funcție de bazicitatea zgurei la topire (punctele încercuite reprezintă valorile medii obținute la două sau mai multe încercări).

Fierberea cu minereu

În funcție de excesul de carbon existent în baia de oțel la terminarea topirii, se adaugă cantitățile necesare de decarburanți, astfel ca la sfîrșitul afinării să se asigure conținutul de carbon cerut de marca oțelului ce se elaborează.

Cantitatea decarburanților și modul adăugării acestora este condiționată însă de caracteristicile băii și zgurei specifice fiecărei șarje, în vederea asigurării unei viteze de decarburare optime, fără răcirea băii.

Așa cum s-a arătat, condiția de bază care asigură o viteză de decarburare corespunzătoare o constituie formarea prealabilă a zgurei. Viteza de decarburare mică în perioada fierberii cu minereu, alături de ceilalți parametri, contribuie la apariția retasurii.

Astfel la șarja nr.3 (tabela 1) care a avut bazicitatea la topire de numai 0,8, după prima probă s-au făcut imediat adaosuri de decarburanți, baia s-a răcit, zgura a spumat și în prima perioadă a afinării viteza de decarburare a fost de numai 0,30% C/h. Rebutul la această șarjă a fost de 13%. La șarja nr. 4, bazicitatea fiind numai 0,6, s-a trecut totuși la decarburare, primul adaos de var făcîndu-se numai cu o oră înainte de deșarjare. Rebutul la această șarjă a fost de 11%. Asemenea exemple sînt date de majoritatea șarjelor cu rebuturi mari.

În perioada urmăririlor, viteza de decarburare din perioada fierberii cu minereu a fost în general scăzută, limitele în care a oscilat fiind 0,15 — 0,50% C/h, dintre care cele mai multe șarje s-au situat sub 0,40% C/h.

Față de diagrama optimă de ardere a carbonului care indică o viteză inițială mai mare ce scade treptat în timpul afinării, practic, inițial viteza este mai mică — pînă la încălzirea băii

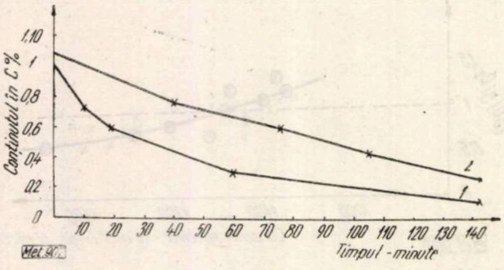


Fig. 3. Diagrama de ardere a carbonului în timpul afinării : *1* — curba optimă ; *2* — curba reală.

şi numai după aceea începe să crească uşor, aşa cum se vede în figura 3.

S-a remarcat că în unele cazuri pentru corectarea zgurei se utilizează var cu grad de ardere redus, care nu este cîtuşi de puţin indicat. În acest caz, baia nu ajunge la echilibru din următoarele motive : răcirea băii prin căldura cedată pentru disocierea calcarului ; violența reacției de descompunere a calcarului, care provoacă o fierbere puternică. Deci măcar pentru sfîrşitul perioadei de fierbere cu minereu şi neapărat pentru micile corecturi din perioada de fierbere liniştită, se impune utilizarea exclusivă a varului ars (maximum 3 % pierdere la calcinare).

Fierberea fără minereu

Această subperioadă are două caracteristici de bază : o anumită viteză de decarburare (0,15 — 0,35 % C/h) şi o durată limitată, cuprinsă între 30—50 min. Prima perioadă a urmăririlor a fost caracterizată însă prin dese nerespectări a celor două condiții de bază.

Viteza de decarburare din această subperioadă, care în general a fost la limita inferioară sau mai mică, nu a arătat a avea o influență evidentă asupra structurii lingourilor. Durata fierberii fără minereu a arătat însă că are o influență bine conturată, alături de ceilalți factori analizați, asupra prezenței sau absenței

Tabela 2

Nr. şarjei	Durata afinării		Rezultatul la laminare	
	Total	Fierbere liniştită, min	Coeficient de scoatere, %	Rebut, %
1	1 h 40′	10	76,5	13
2	3 h 10′	15	79,2	9
3	1 h 30′	20	82,2	5
4	1 h 55′	15	74	17
5	2 h 50′	10	75,8	12
6	1 h 15′	20	81,5	6
7	1 h 40′	25	86	1
8	2 h 20′	50	90	—
9	2 h 20′	40	89	—
10	2 h 5′	35	90	—
11	1 h 55′	50	91	—
12	2 h	30	89	—
13	2 h	45	90	—
14	2 h 30′	40	88	—

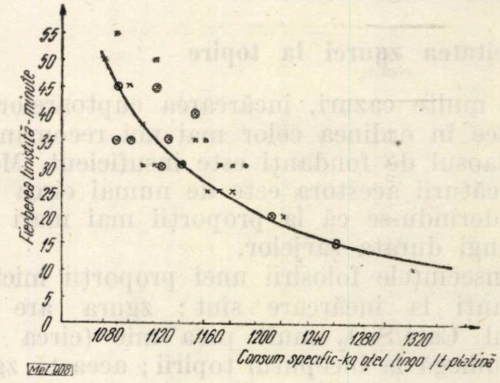


Fig. 4. Variaţia consumului specific în funcţie de durata fierberii liniştite (punctele încercuite reprezintă valorile medii obţinute la două sau mai multe încercări).

retasurii. Aceste observații se pot vedea în tabela 2 în care se dau rezultatele obținute la laminare în funcție de durata afinării.

După cum se vede, rezultate bune se obțin în cazul unei durate a fierberii liniștite de minimum 30 min. Curba de variație a consumului specific în funcție de durata fierberii liniștite este dată în figura 4.

Bazicitatea finală a zgurei

La cele 40 de şarje urmărite, bazicitatea zgurei la deşarjare a fost cuprinsă în limitele 1,3—3,1.

Rezultatele obținute la laminare în funcție de bazicitatea finală, la majoritatea şarjelor au fost cuprinse în limitele date în tabela 3.

Din tabela 3 rezultă că bazicitatea sub 1,9 contribue la apariția retasurii. În acelaşi timp se vede însă că la şarjele care au avut bazicitatea primară mică, chiar dacă în final aceasta a ajuns la 2 sau mai mult, au existat rebuturi (de exemplu, şarjele nr. 6, 17 şi 19 tabela 3).

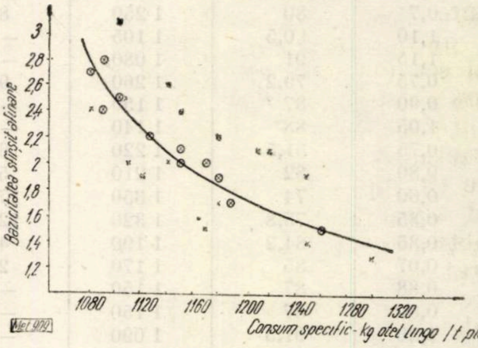


Fig. 5. Variaţia consumului specific în funcţie de bazicitatea finală a zgurei (punctele încercuite reprezintă valorile medii obţinute la două sau mai multe încercări).

Din figura 5 se vede că o dată cu creşterea bazicităţii zgurei finale, consumul specific se micşorează.

Tabela 3

Nr. şarjei	CaO/SiO$_2$	Rebut, %
1	1,7	4
2	1,3	13
3	1,7	1
4	0,9	11
5	1,4	8
6	2,1	8
7	2,5	—
8	2,4	—
9	1,7	1
10	1,5	9
11	2,1	—
12	1,6	2
13	2,0	—
14	2,5	—
15	1,7	17
16	1,6	12
17	2,2	3
18	1,7	4
19	2	2
20	2,4	—
21	2	—
22	2,8	—
23	2	—
24	2,7	—
25	1,9	—
26	2,2	—
27	2,6	—
28	2,5	—
29	2,6	—
30	3,1	—

Viteza de turnare

Viteza de turnare sau de umplere a lingotierei, exprimată în mm/min, s-a dovedit a fi unul dintre factorii principali care poate contribui la apariţia retasurii.

Cunoscînd că oţelul care a format obiectul studiului este un oţel moale, turnat prin sifon în lingotiere direct conice de 330 × 280 mm, viteza optimă de turnare trebuie să fie în general scăzută. Ea este condiţionată de temperatura oţelului, gradul de dezoxidare şi conţinutul de gaze al oţelului. Rezultă astfel că, practic, nu se poate merge pe viteze de turnare tipizate şi cu limite restrînse, acestea urmînd a fi stabilite la fiecare şarjă în parte, în funcţie de starea oţelului. Practica a demonstrat că prin aplicarea unei viteze de turnare necorespunzătoare se pot compromite şarje elaborate corect şi invers, se poate ameliora apreciabil calitatea unor şarje cu caracteristici de elaborare inferioare.

Urmările efectuate au indicat că la viteze de peste 270 mm/min, rebuturile provocate de retasură sînt evident mai mari (tabela 4).

Rebuturile cele mai mari au rezultat cu regularitate la primul pod, la care iniţial s-a turnat cu viteză mare, peste 300 mm/min.

Punerea capacelor, în cazul cînd turnarea nu este practicată corect, împiedică eliminarea gazelor şi favorizează formarea retasurii. În figura 6 este redat aspectul unui lingou secţionat longitudinal la care capacul s-a pus numai după 3 minute de la terminarea turnării. Figura 6 reprezintă un lingou din aceeaşi şarjă la care însă nu s-a pus capac.

Tabela 4

Nr. şarjei	Compoziţia chimică		Viteza de turnare, mm/min *	Rebut, %
	C, %	Mn, %		
1	0,12	0,40	370—196	4
2	0,10	0,33	290—210	2
3	0,10	0,40	370—260	13
4	0,09	0,34	370—200	11
5	0,09	0,33	340—190	8
6	0,10	0,35	380—200	8
7	0,09	0,40	260—180	—
8	0,08	0,37	230—200	—
9	0,11	0,37	300—240	2
10	0,09	0,33	330—160	12
11	0,09	0,38	340—220	4
12	0,10	0,37	270—200	—
13	0,11	0,38	260—180	—
14	0,09	0,39	230—170	—
15	0,08	0,36	240—180	—
16	0,10	0,28	245—200	—
17	0,09	0,28	250—200	—
18	0,09	0,31	270—200	—

* Cele două valori indicate la viteza de turnare reprezintă limitele pentru primul şi ultimul pod de turnare.

Se observă că lingoul al doilea este crescut, dar îi lipseşte complet retasura. Aspectul acestui lingou nu este însă corespunzător, deoarece creşterea este neuniformă, fiind astfel necesară înlăturarea părţii neuniforme prin tăiere oxiacetilenică.

Rezultatele cele mai bune privind aspectul lingoului şi apariţia retasurii se obţin atunci cînd aplicarea capacelor se face numai după formarea pe pereţii lingotierei a unei cruste de circa 30 mm grosime. Grosimea acestei cruste, în cazul oţelului moale necalmat este asigurată după circa 6 min de la terminarea turnării. În figura 6 se redă aspectul unui lingou la care capacul s-a pus după 6 min.

Lungimea lingoului, în unele cazuri, poate influenţa asupra apariţiei sau mărimii retasurii.

În figura 7 sînt prezentate două lingouri provenite din aceeaşi şarjă, dar din poduri diferite, care au lungimi diferite (1 250—1 310 mm). Lingoul cu lungimea mai mare prezintă şi retasură mai adîncă.

În cazul lungimilor peste 1 300 mm, mai cu seamă pentru podurile I, creşterea retasurii nu se poate atribui direct lungimii, ci vitezei de turnare. Aplicîndu-se viteze de turnare corecte, completate cu 5—3 pompări, în aceeaşi lingotieră (direct conică 330 × 280 mm) se pot turna lingouri de peste 1 400 mm, fără ca acestea să prezinte o structură necorespunzătoare. Turnîndu-se însă cu viteză mare, mai cu seamă la primul, cînd temperatura oţelului este mai ridicată şi oţelul nu s-a odihnit suficient, presiunea ferostatică împiedică degazarea oţelului şi retasura poate apărea şi la lungimi mai mici de 1 200 mm.

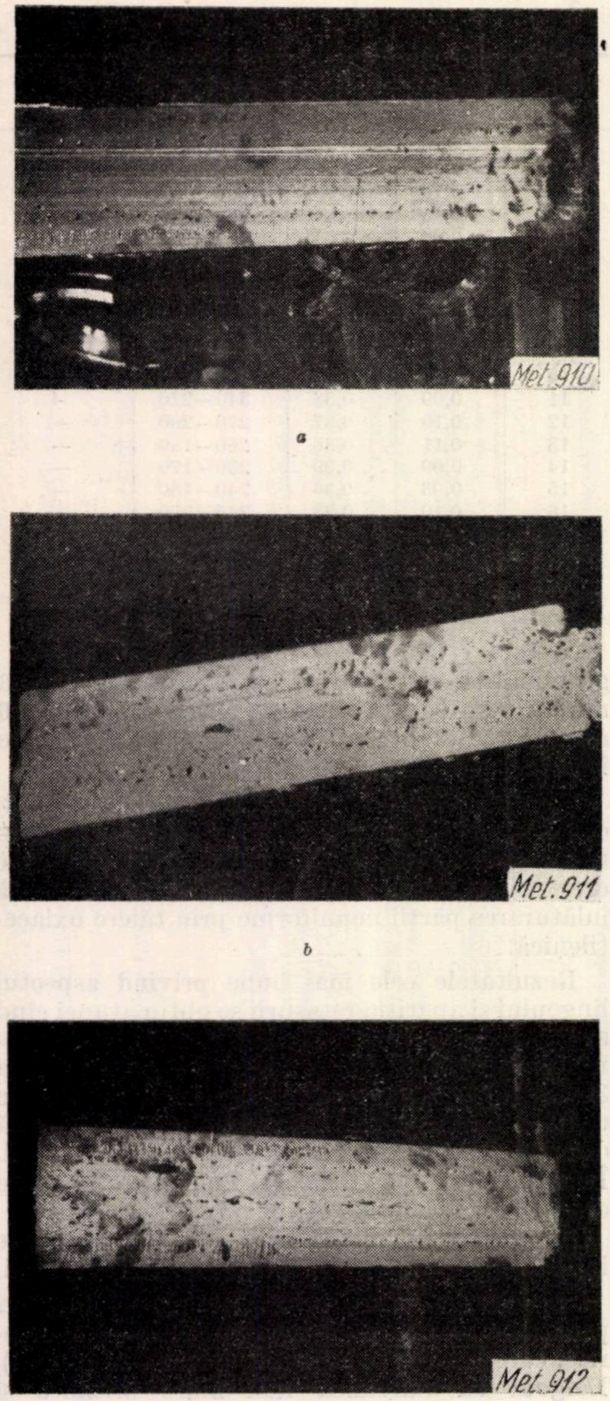


Fig. 6. Aspectul în secţiune longitudinală a unui lingou :
a – la care capacul s-a pus numai după 3 min ; b – lingou fără capac ;
c – capacul s-a pus după 6 min.

Tabela 5

Nr. şarjei	Compoziţia chimică finală				Durata şarjei, h			Viteza de decarburare, % C/h		Bazicitatea zgurei, CaO/SiO$_2$		Viteza de turnare mm/min				Punerea capacelor, min				Producţia	
						Afinare															
	C %	Mn %	P %	S %	Total	Fierberea minereului	Fierberea lingoului, min	Fierberea minereului	Fierberea lingoului	Topire	Sfîrşitul afinării	Pod I	Pod II	Pod III	Pod IV	Pod I	Pod II	Pod III	Pod IV	Coeficient scoatere, %	Consum specific
1	0,10	0,37	0,044	0,035	7h 20′	1h 15′	30	0,30	0,08	0,80	2,0	270	250	230	200	6	6	5	5	87,0	1 150
2	0,11	0,38	0,034	0,029	8h 5′	1h 20′	35	0,37	0,12	1,30	2,8	260	230	200	180	7	6	6	5	91,5	1 090
3	0,10	0,37	0,027	0,048	7h 55′	1h 40′	40	0,50	0,30	0,95	2,0	270	250	220	200	6	7	7	5	92,0	1 080
4	0,09	0,31	0,024	0,019	9h	1h 10′	50	0,37	0,10	1,20	2,7	270	265	220	200	7	7	5	5	92,0	1 080
5	0,09	0,27	0,025	0,025	7h 55′	1h 30′	35	0,48	0,15	0,90	1,9	280	270	230	210	5	6	5	5	88,0	1 130
6	0,09	0,39	0,022	0,035	8h 5′	1h 30′	30	0,34	0,12	0,90	2,2	230	210	170	160	7	7	7	6	88,5	1 125
7	0,09	0,28	0,025	0,035	7h 55′	1h 5′	50	0,38	0,10	0,90	2,6	250	230	200	180	6	7	6	5	91,5	1 090
8	0,08	0,36	0,040	0,029	9h 20′	1h 30′	30	0,40	0,20	0,85	1,8	240	220	190	180	6	6	6	5	88,5	1 125
9	0,12	0,37	0,024	0,028	8h	1h 30′	35	0,34	0,11	1,00	2,5	250	230	210	180	6	6	7	6	91,0	1 100
10	0,10	0,28	0,025	0,036	8h 5′	1h	30	0,28	0,10	1,20	2,6	245	230	210	190	7	6	6	5	87,8	1 140
11	0,10	0,30	0,024	0,023	6h 55′	1h	45	0,47	0,13	1,30	3,1	230	210	190	180	7	7	6	6	88,5	1 120
12	0,09	0,33	0,028	0,030	9h	2h	45	0,42	0,12	1,10	2,4	240	220	200	180	7	6	7	6	91,5	1 090

Observațiile și rezultatele arătate au stat la baza elaborării a 12 șarje de verificare, a căror date principale sînt date în tabela 5 și care confirmă valorile stabilite în prima etapă.

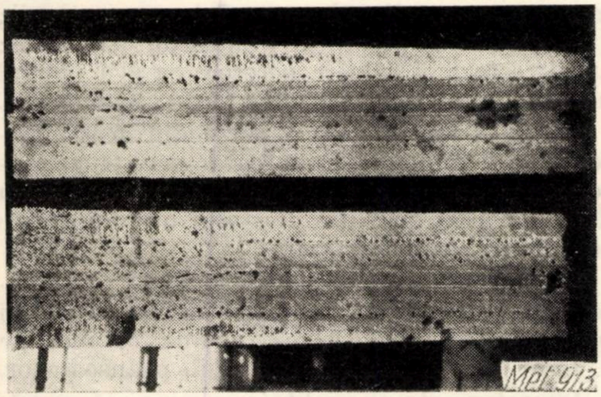


Fig. 7. Lingouri cu lungimi diferite cu retasură.

Concluzii

Din cele expuse rezultă că la oțelurile moi necalmate, în anumite condiții de elaborare și turnare, lingourile pot prezenta retasură.

Aplicîndu-se însă o tehnologie corectă, acest defect poate fi în mare măsură înlăturat, astfel ca scoaterea la laminare să fie de peste 88%.

Măsurile necesare pentru prevenirea retasurii, specifice elaborării și turnării oțelului lingou de 800 kg, mărcile OL 34, 08—10 Kp, DA, P11 etc., sînt următoarele :

1. Asigurarea la sfîrșitul topirii a unei zgure cu bazicitatea de minimum 1,0. Aceasta se poate realiza prin introducerea la încărcare a minimum 4% calcar repartizat în grămezi, și începerea formării zgurei înainte de terminarea completă a topirii.

2. Decarburarea să înceapă numai după formarea unei zgure a cărei bazicitate să fie minimum 1,5.

3. Viteza de decarburare minimă, în perioada de fierbere cu minereu, trebuie să fie de 0,35% C/h pentru un conținut de carbon la topire sub 1%. O dată cu creșterea conținutului inițial de carbon, trebuie să crească și viteza de decarburare.

4. Limitele optime pentru durata fierberii liniștite sînt 35—50 min. În acest interval nu este indicat niciun adaos, exceptîndu-se cantități mici de var ars introduse manual.

5. Bazicitatea zgurei la sfîrșitul afinării să aibă raportul CaO/SiO_2 de minimum 2,2. Aceasta se poate realiza cu ușurință, începîndu-se formarea zgurei înainte de terminarea topirii și luîndu-se trei, patru probe de zgură. După fluiditatea și aspectul acestora se fac corecturile necesare.

6. Viteza de turnare maximă să fie de 270 mm/min. La primele două poduri să se toarne cu jet redus, făcînd-se la sfîrșit 5—3 pompări.

7. Punerea capacelor să se facă numai cînd crusta formată în jurul pereților lingotierei este de circa 30 mm.

CZ 621.431—242.4 ;621.797.23

Extruziunea la rece a bolțurilor de piston

Ing. CHIBAC SILVIA, ing. RUEGG AUGUSTIN, ing. PRUNDEANU DORU și CERNAT VASILE

Institutul de studii, cercetări și proiectări tehnologice pentru industria constructoare de mașini, utilaje și industria electrotehnică

Anumite materiale au proprietatea de a nu se rupe sub acțiunea forțelor de deformare, ci de a-și modifica forma, care se menține astfel modificată și după ce forțele care au provocat deformația au încetat să mai acționeze. Dintre aceste materiale face parte și oțelul, a cărui proprietate de a se deforma plastic se folosește cu rezultate bune pentru matrițarea la rece prin extruziune.

Extruziunea este operația prin care un material așezat într-o matriță sau bucșă deschisă, adus în stare plastică, sub acțiunea forței exercitată de un poanson, este forțat să curgă, modificîndu-și secțiunea, fie printr-un orificiu al matriței, fie prin spațiul dintre pereții matriței sau bucșei și poanson. Extruziunea se poate executa la rece sau la cald după cum deformarea are loc sub temperatura de recristalizare a materialului sau deasupra acesteia.

În comparație cu alte procedee de deformare plastică, extruziunea la rece este mult mai economică, deoarece în majoritatea cazurilor, de la această operație nu rezultă deșeuri de materiale.

Produsele obținute prin extruziune la rece se caracterizează prin calitatea înaltă a suprafeței. În majoritatea cazurilor ele nu mai necesită o prelucrare suplimentară a suprafeței și numai uneori se lasă pe suprafața de lucru un mic adaos pentru rectificare.

Metodele principale de extruziune la rece. În funcție de direcția de curgere a materialului în raport cu mișcarea poansonului, în timpul acțiunii forțelor de deformare, se deosebesc următoarele metode principale de extruziune :

a — extruziune directă, la care materialul curge în același sens în care se deplasează poansonul ;

b — extruziune inversă, la care materialul curge în sens contrar mişcării poansonului;

c — extruziune mixtă, la care o parte din material se deplasează în sensul mişcării poansonului, iar o parte în sens contrar acesteia.

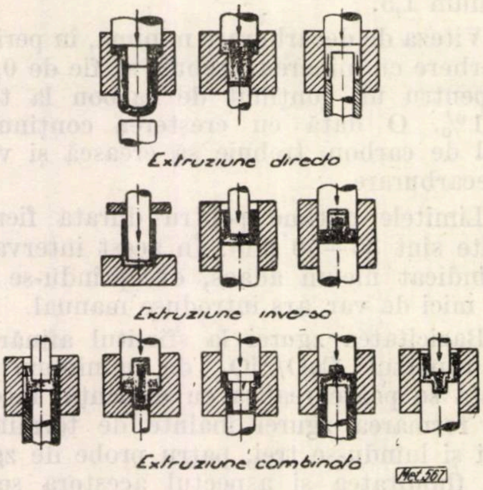


Fig. 1. Operaţia: extruziunea inversă cu aşezare adecvată a berbecului presei; în acelaşi dispozitiv de matriţat se pot confecţiona cupe cu grosime diferită a fundului.

Gradul de deformare şi determinarea lui. Gradul de deformare este raportul dintre diferenţa suprafeţelor secţiunilor înainte şi după deformarea prin extruziune şi suprafaţa secţiunii înainte de extruziune. Gradul de deformare se determină prin formula:

$$Z = \frac{F_0 - F_1}{F_0} \cdot 100;$$

în care:

Z este gradul de deformare, %;

F_0 — suprafaţa secţiunii semifabricatului înainte de extruziune, mm²;

F_1 — suprafaţa secţiunii produsului după extruziune, mm².

Pentru deformarea la rece a oţelurilor se cere aplicarea unui efort relativ mare, în comparaţie cu deformarea la cald. În urma numeroaselor experienţe, s-au putut stabili nu numai cauzele care influenţează asupra mărimii acestei forţe ci şi modul în care această mărime poate fi micşorată.

Factorii principali care influenţează asupra mărimii efortului de deformare sînt următorii:

— compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice ale materialului de prelucrat;

— pregătirea materialului înainte de extruziune şi în special lubrifierea;

— forma geometrică a sculei care execută extruziunea;

— gradul de deformare; cu cît acesta este mai mare cu atît este mai mare şi efortul necesar;

— suprafaţa secţiunii poansonului care execută extruziunea; efortul de deformare se măreşte proporţional cu mărimea secţiunii;

— grosimea pereţilor produselor tubulare; cu cît este mai subţire peretele cu atît efortul necesar pentru extruziune este mai mare.

Datorită faptului că o parte din aceşti factori pot fi numai cu greu caracterizaţi cu ajutorul cifrelor, deducerea unor formule pentru determinarea mărimii efortului de deformare este destul de complicată.

Ca punct de reper pentru calcule, la întocmirea procesului tehnologic se poate folosi presiunea specifică la extruziune la rece pe 1 mm² din suprafaţa secţiunii poansoanelor. Literatura de specialitate recomandă următoarele presiuni specifice:

a — *pentru oţel carbon de construcţie*, cu pînă la 0,15% C:

— la extruziunea inversă, cu grad de deformare de la 39—75% ... 178—202 kgf/mm²;

— la extruziunea directă, cu grad de deformare de la 69—73% ... 172—180 kgf/mm²;

b — *pentru oţel crom-mangan*, cu pînă la 0,2% C şi pînă la 1,1% Mn:

— la extruziunea inversă, cu grad de deformare de la 35—55% ... 218—230 kgf/mm²;

c — *pentru oţel carbon de calitate*, cu 0,5%C:

— la extruziunea inversă, cu grad de deformare de la 39—69% ... 262—270 kgf/mm².

De asemenea, se poate determina efortul de deformare al presei cu ajutorul nomogramei din figura 2, în funcţie de calitatea materialului şi de raportul dintre înălţimea semifabricatului de pornire şi grosimea peretelui piesei extrudate, $\frac{h_0}{s}$.

Pe baza acestor date se poate determina mărimea efortului de deformare, prin înmulţirea presiunii specifice cu suprafaţa secţiunii poansonului care execută extruziunea ($P = p \cdot F$).

Se recomandă ca presa care urmează a executa piesa să aibă o forţă cu cel puţin 30% mai mare decît forţa rezultată din calcul.

Scule pentru extruziunea la rece. Executarea pieselor prin extruziune la rece poate fi recomandată numai în cazul producţiei de serie mare, deoarece operaţiile pregătitoare procesului de extruziune necesită instalaţii costisitoare, nerentabile în cazul seriilor mici.

Forma clasică a dispozitivului pentru extruziune a bolţurilor de piston pentru un diametru exterior al piesei pînă la 45 mm este arătată în figura 3.

Poansonul de extruziune *1* se fixează cu ajutorul conului în portpoanson. Matriţa dispozitivului de matrițat este compusă din următoarele elemente : rama *2*, matrița propriu-zisă *10*, inelul central *3* și placa de bază *4*. Perpendicularitatea planului frontal al poansonului *11* față de axa sa longitudinală este asigurată de o piesă cu bază sferică, prin autocentrare. Bușca de ghidare *5* garnitura *6* și placa *7* cu adincitură sferică sînt piese care se pot schimba. Împingătorul *8* acționează fie direct asupra poansonului *11*, fie așa cum se va vedea la descrierea matriței.

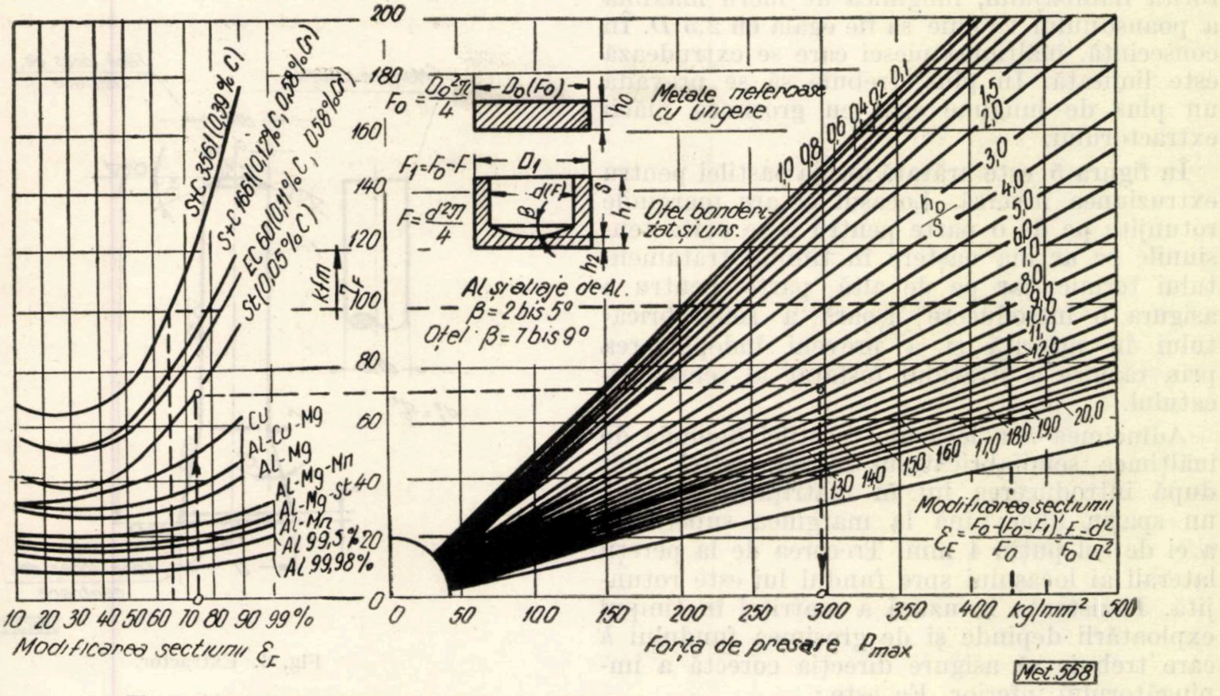


Fig. 2. Nomograma pentru determinarea forței de presare în cazul refulării inverse.

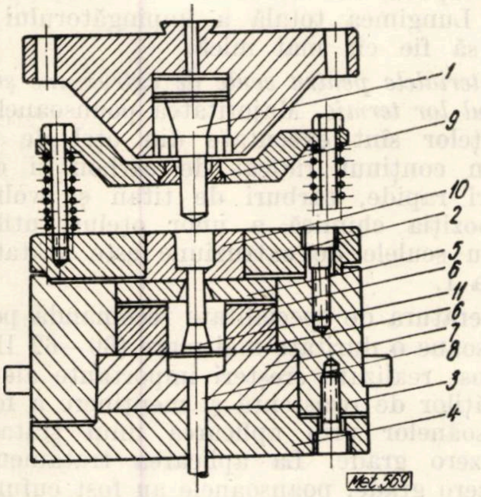


Fig. 3. Dispozitiv de extruziune inversă.

Poansonul pentru extruziunea inversă are forma din figura *4*. La această construcție a poansonului, dimensiunea hotărîtoare este lungimea părții active. Pentru a ușura curgerea materialului și a reduce presiunea specifică la extruziune, partea de lucru frontală a poansonului are o formă tronconică.

Dimensiunea principală este diametrul *D*. Din considerații de rezistență, înălțimea minimă a formei cilindrice trebuie să fie de 2 mm. Suprafața conică are unghiul la vîrf de 126°.

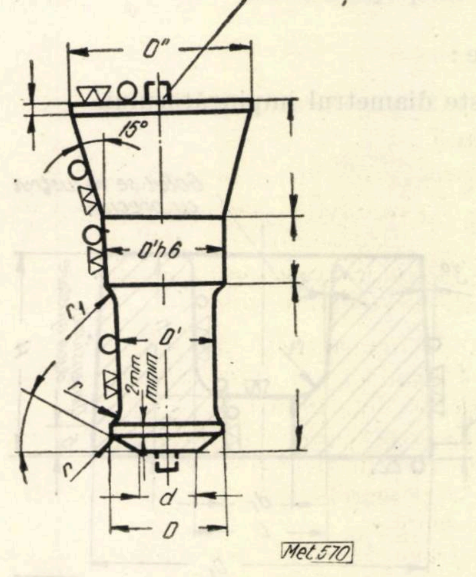


Fig. 4. Poanson.

Raportul $\frac{D}{d}$ trebuie să fie de 4. Mărimea razei de rotunjire a marginii dintre diferitele părți ale poansonului depinde de diametrul *D* și variază de la 0,5—0,4 mm. Pentru a evita frecările mari pe suprafața cilindrică a poansonului, se va reduce diametrul poansonului, în spatele brîului activ, pînă la $D_1 = D - 0{,}2$ mm.

Pentru a preveni ruperea poansonului datorită flambajului, lungimea de lucru maximă a poansonului trebuie să fie egală cu 2,5 D. În consecință, înălțimea piesei care se extrudează este limitată. În plus, trebuie să se prevadă un plus de lungime egal cu grosimea plăcii extractorului.

În figura 5 este arătată forma pastilei pentru extruziunea inversă. Locașul ei are marginile rotunjite pe de o parte pentru a se evita tensiunile ce ar lua naștere în timpul tratamentului termic, iar pe de altă parte pentru a asigura o introducere ușoară a semifabricatului în matriță și a preveni îndepărtarea prin răzuire a stratului fosfatat al semifabricatului.

Adîncimea h a locașului pastilei depinde de înălțimea semifabricatului inițial, astfel încît după introducerea lui în matriță să rămînă un spațiu liber pînă la marginea superioară a ei de cel puțin 4 mm. Trecerea de la pereții laterali ai locașului spre fundul lui este rotunjită. Rezistența la uzură a matriței în timpul exploatării depinde și de grosimea fundului h care trebuie să asigure direcția corectă a împingătorului inferior. Ea este:

$$h = 2\,d_1 \text{ pentru raportul } \frac{D}{d} = 4 \text{ și}$$

$$h' = d_1 \text{ pentru raportul } \frac{D}{d} = 2\,;$$

în care:

d_1 este diametrul împingătorului.

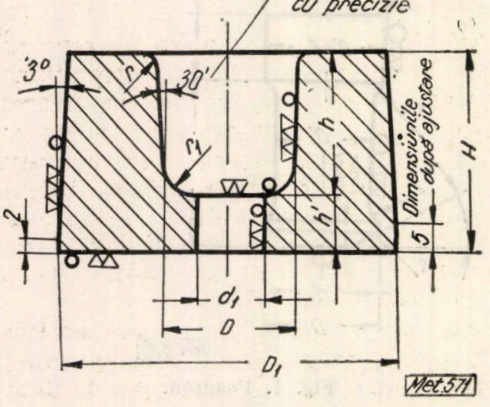


Fig. 5. Matrița centrală.

În figura 6 este prezentată forma împingătorului care închide golul de lucru al matriței și servește pentru împingerea în afară a piesei extrudate. De o importanță deosebită este alegerea raportului $\frac{D}{d}$, care determină diametrul împingătorului. În mod practic raportul $\frac{D}{d}$ variază de la 2 la 4.

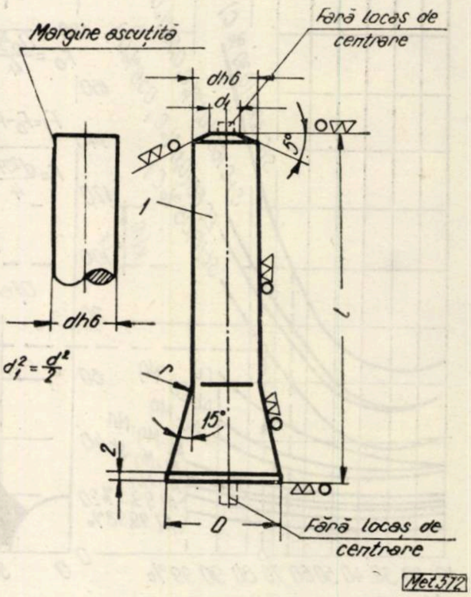


Fig. 6. Extractor.

Prima valoare se întrebuințează la extrudarea pieselor din oțel cu un conținut mai redus de carbon (pînă la 0,15%) și la un diametru mai mic al locașului matriței, iar a doua valoare se întrebuințează pentru oțeluri cu un conținut mai mare de carbon.

Rezistența la uzură a împingătorului crește dacă capătul lui de lucru are forma tronconică. Lungimea totală a împingătorului trebuie să fie cît mai mică.

Materialele pentru scule de extruziune și tratametul lor termic. Majoritatea poansoanelor și matrițelor sînt executate din oțel de scule cu un conținut ridicat de carbon și crom, oțeluri rapide, carburi de titan și wolfram. Compoziția chimică a unor oțeluri utilizate pentru sculele de extruziune este arătată în tabela 1.

Literatura de specialitate recomandă pentru poansoane o duritate mai mare (60—62 HRC). Au fost realizate creșteri importante ale proprietăților de rezistență și menținere a formei poansoanelor prin aplicarea unui tratament sub zero grade. La aplicarea tratamentului sub zero grade, poansoanele au fost cufundate într-un amestec refrigerent imediat ce după călire au fost răcite la temperatura camerei, ținute apoi două ore la temperatura de 80°C, aduse din nou la temperatura camerei și încălzite încet pînă la temperatura necesară de revenire.

Tabela 1

Oţeluri de scule pentru extruziunea la rece a oţelului

Felul	Aplicare	Compoziţia, %								
		C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	W	HRC
Oţel de scule cu crom	În secţii de matriţe şi poansoane pentru eforturi mijlocii	2,10 1,6		0,30 0,40		12,0 13,0	1,0 1,0	0,25 0,25		60–62 58–60
Oţel pentru tensiuni mari	Suporţi şi plăci de bază	0,35	0,35	0,7	2,8	0,8	0,7			44–46
Oţel rapid	Poansoane pentru eforturi mari	0,80 0,75				4,2 4,0	5,0	2,0 1,0	6,0 18,0	64–60 64–60
Oţel rezistent la şocuri	Aruncătoare şi baze de matriţe	0,48	0,7	0,35	0,7	1,5	0,25	0,12	1,2	56–58
Oţeluri pentru tensiuni foarte mari	Inele de strîngere	0,34	0,35	0,60	4,3	1,4	0,40			44–48

Jocuri şi toleranţe la proiectarea sculelor de extruziune. Se numeşte joc între poanson şi matriţă diferenţa dintre dimensiunile de contact ale matriţei şi poansonului cu piesa, diferenţă necesară pentru obţinerea pieselor tubulare.

Grosimea pereţilor pieselor este determinată de jocul dintre poanson şi matriţă. Pe măsura uzurii pieselor active (poanson şi matriţă), semifabricatul se va mări sau se va micşora. De aceea la proiectarea porţiunilor de lucru ale dispozitivelor de matriţat este important să se realizeze dimensiunile de lucru şi toleranţele de execuţie în aşa fel încît să se asigure în exploatarea dispozitivului de matriţat o rezervă destul de mare pentru uzura pieselor active.

În cazul analizat — bolţuri de piston — se aleg următoarele dimensiuni şi toleranţe :

— diametrul nominal al locaşului matriţei este egal cu diametrul la limita inferioară al piesei presate ;

— toleranţa pentru dimensiunea matriţei se adaugă la cota nominală stabilită a matriţei şi este egală cu 0,25 din toleranţa dimensiunii corespunzătoare a piesei (însă nu mai mult decît aceea prevăzută de clasa întîi de precizie) ;

— diametrul nominal al poansonului este egal cu diametrul la limita superiară a piesei presate, minus două grosimi ale pereţilor ;

— toleranţa dimensiunii poansonului se dă în minus faţă de cota nominală stabilită a poansonului şi este egală cu 0,25 din toleranţa dimensiunii corespunzătoare a piesei (însă nu mai mult decît cea prevăzută de clasa I de precizie).

În concluzie, cota nominală a matriţei sau a poansonului se ia egală cu cota nominală a piesei, iar toleranţa de execuţie pentru ele se ia egală cu 0,25 din toleranţa piesei.

În cazul extruziunii la rece condiţia obligatorie pentru determinarea corectă a dimensiunilor semifabricatelor este egalitatea dintre volumul semifabricatului şi acel al piesei extrudate.

Diametrul semifabricatului se ia cu 0,1 - 0,5 mm mai mic decît diametrul piesei, iar înălţimea semifabricatelor se determină după relaţia :

$$h = \frac{V}{F}\ \text{mm} ;$$

în care :

V este volumul piesei finite, mm^3 ;
F — suprafaţa semifabricatului, mm^2.

Procesul tehnologic şi descrierea lui. Materialul iniţial pentru extruziune, în cazul de faţă, sînt barele de secţiune rotundă. Procesul tehnologic constă din următoarele operaţii :

— pregătirea materialului : îndreptare, curăţare (la nevoie), debitare la lungime ;

— recoacere ;

— fosfatare şi lubrifiere ;

— prima operaţie de extruziune ;

— recoacere, curăţire, fosfatare, ungere (în cazul cînd se efectuează a doua operaţie de extruziune) ;

— a doua operaţie de extruziune, dacă este necesară ;

— recoacerea pentru detensionare, dacă nu se cere ca materialul să rămînă în stare ecruisată ;

— finisare, dacă acest lucru se cere pentru a obţine forma piesei (tăierea marginilor, găurire, filetare, tratament termic, rectificare) etc.

Barele pentru semifabricate trebuie să fie mai întîi prelucrate, pentru ca operaţia de extruziune să se desfăşoare fără dificultate. Aceste operaţii sînt: îndreptare ; decojire, atunci cînd suprafaţa barelor este fisurată sau are stratul superior decarburat ; tăiere, de preferinţă pe maşini de retezat.

Recoacerea se face la o temperatură în jurul a 720°C, de preferinţă într-un cuptor cu atmosferă neutră (gaz de apă, gaz de iluminat, propan etc.) ; durata de menţinere la temperatura şi durata de răcire sînt în funcţie de cantitatea de piese care constituie încărcătura cuptorului.

Premergător fosfatării şi lubrifierii care este hotărîtoare la reuşita extruziunii la rece, se îndepărtează de obicei, prin sablare de pe suprafața semifabricatelor, scoriile, rugina și alte impurități.

În vederea fosfatării, semifabricatele încărcate în coșuri de oțel sau în tobe transportabile din tablă perforată se cufundă succesiv în băile necesare procesului tehnologic, fie cu ajutorul unui monorai cu electropalan, fie într-o instalație automată de fosfatare și ungere.

Procesul tehnologic cuprinde următoarele faze :

— degresare ;
— spălare în apă rece ;
— spălare în apă caldă ;
— fosfatare la 90°C timp de 4—12 min ;
— spălare în apă rece ;
— spălare în apă caldă ;
— spălare în apă de var și apă saponată a suprafeței fosfatate a piesei ;
— uscare ;
— aplicarea emulsiei grase.

Soluția de fosfatare are la bază fosfatul de Zn, deoarece s-a observat în practică că acoperirea cu fosfat de Zn este mult superioară față de celelalte acoperiri, întrucît la cufundarea ulterioară a pieselor fosfatate în băile de lubrifiere se produce la suprafața piesei un săpun de Zn care are proprietăți superioare de lubrifiere la presiuni înalte.

Grosimea stratului fosfatat trebuie să fie de 10—15 μ, ceea ce corespunde la o creștere în greutate de 10 ... 15 g/m².

Utilajul pentru extruziune la rece. Condițiile pe care trebuie să le îndeplinească presele pentru extruziune la rece sînt determinate de însuși procedeul de fabricație a pieselor. Presa trebuie să asigure realizarea unor grade mari de deformare și să exercite efortul maxim pe o cursă cît mai mare a poansonului, în raport cu cursa totală.

Condițiile principale pe care trebuie să le îndeplinească piesele sînt următoarele :

— cursa să fie suficient de mare și să existe un număr mare de curse pe minut ;
— să existe un raport cît se poate mai mare între cursa de lucru și cursa totală ;
— rigiditate suficientă a presei ;
— să existe ghidaje lungi și cît mai depărtate între ele ;
— masa presei rigidă să fie de dimensiuni suficiente ;
— limitarea precisă a cursei berbecului ;
— împingător independent ;
— posibilitatea fixării suficient de rigide și simple a matriței ;
— posibilitatea utilizării alimentării semiautomate sau automate ;
— dispozitiv de siguranță pentru prevenirea suprasolicitărilor presei ;
— posibilitatea reglării poziției sau a mesei presei ;
— posibilitatea obținerii curselor separate, funcționarea cu cursă automată, precum și posibilitatea opririi berbecului în orice poziție intermediară (în timpul reglării).

Prese curente și prese moderne pentru extruziune. În practică, toate presele folosite în prezent sînt adecvate pentru extruziune, însă cu efect economic diferit.

Presă cu arbore cotit cu articulație (genunchi). Aceste prese sînt cele mai indicate pentru extruziune la rece. Pentru folosirea deplină a rigidității presei, trebuie să se lucreze cu presiune minimă, ținînd seama de consumul admisibil de energie la o cursă de lucru. Inconvenientul preselor îl constituie cursa totală relativ mică, ceea ce permite folosirea lor numai pentru confecționarea pieselor de înălțime mică. Dispozitivul de matrițare poate fi executat fără hidaje, fără a prejudicia prin aceasta precizia de matrițare. Există posibilitatea utilizării unui alimentator automat.

Presă cu manivelă. Aceste prese au cursă totală mare, deci pot fi executate piese cu înălțime corespunzătoare, în schimb batiul presei nu are rigiditatea suficientă necesară. De aceea dispozitivele de matrițare trebuie prevăzute cu ghidaje puternice pentru a asigura precizia de matrițare.

Presă cu excentric. Presele cu excentric nu au rigiditatea suficientă, iar cursa de lucru este de asemenea mică, totuși în lipsă de alte utilaje pot fi utilizate la extruziune. Dispozitivele de matrițare trebuie prevăzute cu ghidaje și cu împingătoare cu arc sau pneumatice deoarece aceste prese nu au extractor.

Prese cu fricțiune. Și la aceste prese, din cauza lipsei de rigiditate, matrițele trebuie prevăzute cu dispozitive de ghidare.

Prese hidraulice. Aceste prese dezvoltă puterea maximă în orice poziție a berbecului și au cursa de lucru mare. Singurul inconvenient al acestor prese este numărul redus de curse de lucru. La aceste prese este necesar ca matrițele să fie prevăzute cu ghidaje.

Presă hidraulică de extruziune cu piston lateral Danly pentru bolțuri de piston. Aceste prese îndeplinesc toate condițiile cerute pentru extruziune enumerate mai sus.

Ele au o productivitate mare (2 500 piese/h), execută piese de înaltă precizie, execută și operațiile de șanfrenare, astfel că singurele operații care se mai execută asupra bolțurilor sînt : îndepărtarea dopurilor pe mașina de găurit și rectificarea exterioară pe mașini de rectificat fără vîrfuri.

În figura 7 este reprezentată presa, iar în figura 8 este reprezentată o secțiune prin sculele folosite pentru extruziune.

Dacă presele nu îndeplinesc una din condițiile menționate anterior ele pot fi adaptate în mod corespunzător, făcîndu-se adecvate pentru operațiile de extruziune. Totuși prin transformarea preselor vechi, problema nu poate fi soluționată. Trebuie elaborate construcții noi, care să satisfacă toate conditiile menționate mai sus, pe care trebuie să le îndeplinească presele pentru extruziune la rece.

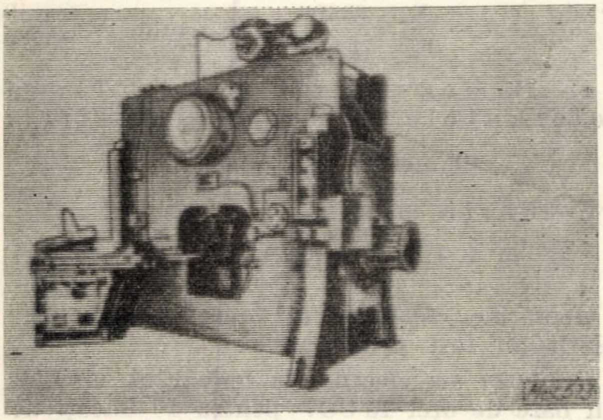


Fig. 7. Presă de extrudat orizontal.

Scule proiectate și încercări. În baza celor descrise anterior s-a proiectat o matriță de extrudat bolțuri de piston, alegînd în acest scop bolțul pentru pistonul tractorului KD-35 (reper D. 030—31) cu dimensiunile din figura 9. Matrița a fost studiată și proiectată de un colectiv din cadrul I.T.C.M.E. Cum rezultă din cele expuse pînă acum, semifabricatele trebuie să fie bine lubrifiate pentru a învinge forțele de frecare care se nasc în momentul extragerii piesei de pe pereții matriței și de pe poanson. Pentru ca piesa să nu rămînă în interiorul matriței, s-a proiectat locașul matriței cu pereți înclinați. În acest fel piesa rămînea pe poanson și era extrasă de placa extractoare montată în acest scop. Din probele efectuate a rezultat însă că înclinația pereților matriței nu este necesară, deoarece o bună lubrifiere este suficientă pentru a se ușura scoaterea piesei din matriță și de pe poanson.

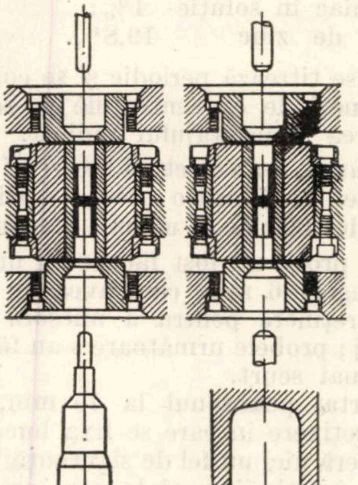


Fig. 8. Secțiune prin sculele de extrudare orizontală.

Matrița, așa cum se vede în figura 10, a fost proiectată în acest scop. Ea este prevăzută cu o pastilă confecționată din oțel H12 îmbunătățit la HRC 60 încastrată într-o placă de fixare într-un locaș conic în așa fel încît să poată fi ușor schimbată după uzură. Inițial pastila s-a executat din SNL 3, îmbunătățită la HRC 62 cu pereții locașului de extruziune înclinați cu 1°, pentru ușurarea extragerii.

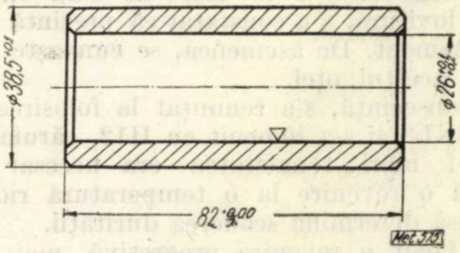


Fig. 9. Bolț de piston.

După probele efectuate s-a constatat că nu este necesară înclinația prevăzută și atunci s-a proiectat o nouă pastilă care s-a confecționat din H12. Prin eliminarea înclinării pereților, se obțin cu noua pastilă piese cu dimensiuni foarte apropiate de cele finite.

La partea inferioară s-a prevăzut un poanson executat din H12, îmbunătățit la HRC 57, îmbrăcat la exterior cu o bucșă poanson care se poate deplasa în sus și în jos și care, împreună cu placa de împingere și cu bolțurile împingătoare, formează sistemul extractor acționat mecanic de presă. Toate aceste piese active sînt montate în corpul matriței confecționat din OL38 și închise prin plăcile de bază.

Pentru reținerea pieselor care eventual ar rămîne pe poanson s-a prevăzut placa de reținere montată pe corpul matriței, prin intermediul a patru arcuri spirale care o mențin în permanență în poziție ridicată. Forța de extru-

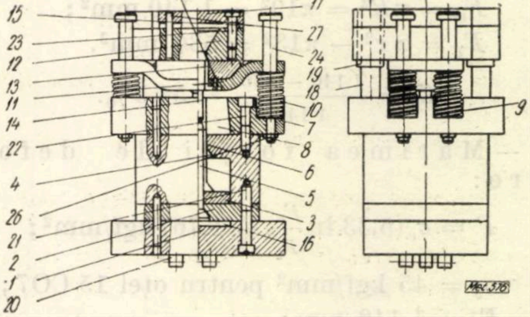


Fig. 10. Extruziunea bolțurilor de piston.

ziune se transmite de către berbecul piesei prin intermediul poansonului, a cărui construcţie şi montare se vede pe desen.

Din probele efectuate s-au desprins unele concluzii referitoare la construcţia acestui poanson şi anume:

1. Poansonul trebuie confecţionat dintr-un material cu o duritate care să depăşească 62—63 HRC, dar în acelaşi timp să fie şi un material tenace. Cum primele probe făcute cu SNL3 îmbunătăţit la HRC-60 s-au rupt la prima lovitură, s-a constatat că prezintă fisuri de tratament. De asemenea, se cunoaşte fragilitatea acestui oţel.

În consecinţă, s-a renunţat la folosirea oţelului SNL3 şi s-a înlocuit cu H12, căruia pentru a-i mări tenacitatea era necesar să i se facă o revenire la o temperatură ridicată care însă determină scăderea durităţii.

S-a făcut o revenire progresivă, mai joasă la capul poansonului şi mai ridicată la bază. Totuşi cu toate măsurile luate, s-au rupt poansoanele în timpul lucrului.

2. A doua concluzie este că lungimea activă a poansonului trebuie să nu depăşească de patru ori diametrul de lucru şi trebuie să tindă spre 2,5 ori diametrul de lucru adică $\frac{l}{d} = 2,5$. Primele poansoane au avut o lungime de 136 mm, ceea ce a condus la ruperea lor imediată. Poansoanele mai scurte (80 mm) au rezistat la 4—5 bucăţi, de unde se vede cît este de importantă menţinerea raportului $\frac{l}{d} = 2,5$. Ruperea poansonelor s-a produs din cauza slabei ghidări a presei şi a matriţei.

Încercări efectuate. În scopul determinării parametrilor de lucru s-au făcut încercări pe materialul 15CO7, pe presa cu fricţiune de 500 t de la uzina „Semănătoarea". Alegerea presei s-a făcut în baza calculelor de mai jos, de unde rezultă:

a — Gradul de deformare:

$$Z = \frac{F_0 - F_1}{F_0};$$

$$F_0 = \pi R^2 = \pi 19^2 = 1\,140 \text{ mm}^2;$$
$$F_1 = \pi r^2 - \pi 13^2 = 530 \text{ mm}^2.$$

$$Z = \frac{1\,140 - 530}{1\,140} = 54,5\%.$$

b — Mărimea forţei de deformare:

$$P = \sigma_c (5,33 \ln \frac{F_0}{F_2} + 1,76) \text{ kgf/mm}^2;$$

$$\sigma_c = 45 \text{ kgf/mm}^2 \text{ pentru oţel 15 CO7};$$
$$F_0 = 1\,140 \text{ mm};$$
$$F_2 = (19^2 - 13^2) = 625 \text{ mm}^2;$$

$$P = 45\,(5,33 \ln \frac{1\,140}{625} + 1,76) = 223 \text{ kgf/mm}^2;$$

$$F = P \cdot F_1 = 223\;530 = 118\,000 \text{ kgf/mm}^2 = 118 \text{ t}.$$

c — Diametrul semifabricatului:

diametrul = 38 mm

d — Înălţimea semifabricatului:

$$h = \frac{V}{F_0} = \frac{57\,570}{1\,140} = 50,5 \text{ mm}.$$

e — Dimensiunea nominală şi toleranţele locaşului matriţei:

diametrul 38,4—0,04 mm.

f — Forţa minimă a presei:

$$F_p = 1,3\,F = 1,3 \cdot 118 = 154 \text{ t}.$$

Operaţiile efectuate în procesul tehnologic folosit au fost următoarele:

Debitarea s-a efectuat la ferăstrăul circular din bare de oţel 15 CO7 pentru 10 bucăţi de piese.

Strunjirea. Piesele s-au strunjit şi debitat din bară, lăsîndu-se pe fiecare faţă adaos de rectificare. Operaţia a fost făcută pe strung universal.

Recoacerea de detensionare şi înmuiere s-a făcut la 720°C.

Rectificarea s-a făcut între vîrfuri pentru exterior şi pe masa magnetică pentru capete. În mod normal rectificarea s-ar fi făcut pe o maşină Centreles pentru exterior.

Fosfatarea s-a făcut conform planului de operaţie din tabela 2. Soluţia de fosfatare folosită a avut următoarea compoziţie chimică:

— acid fosforic	40,9%;
— acid azotic	35,3%;
— amoniac în soluţie	4%;
— oxid de zinc	19,8%.

Soluţia se titrează periodic şi se completează cu componeţi de concentraţiile prescrise pînă la obţinerea procentajului indicat.

Extruziunea. S-au efectuat încercări pe 20 semifabricate. S-a folosit o presă cu fricţiune tip U.R.S.S. de 500 t de la uzina „Semănătoarea".

Primele probe au fost făcute cu un poanson relativ lung (136 mm) care avea un ghidaj în placa de reţinere pentru a micşora lungimea de flambaj; probele următoare s-au făcut cu un poanson mai scurt.

S-a scurtat poansonul la 75 mm, deoarece placa de reţinere în care se fixa bucşa de ghidare nu oferă nici un fel de siguranţă în ghidare din cauza înălţimii mari la care era montată faţă de corpul matriţei.

Rezultatele obţinute. În urma încercărilor efectuate, cu una sau două presări consecutive, s-au obţinut o serie de rezultate concludente, care sînt prezentate în figura 11.

Cu o singură presare s-au obţinut piese cu grosimea peliculei de aproximativ 8 mm (cu diametrul de 38,4 mm × 75 mm înălţime).

Tabela 2

Plan de operație pentru fosfatare

Nr. crt.	Denumirea operației	Compoziția chimică Denumirea componentelor	Conținut, g/l	Temperatura, °C	Durata, min	Observații
1	Degresare alcalină	Carbonat de sodiu sau carbonat de potasiu plus sticlă solubilă	100–150 1– 2	70–80	3–5 pînă la 30–40	Nu s-a făcut din lipsă de soluție alcalină la uzina „Republica", unde s-a făcut fosfatarea
2	Spălare	Apă rece curgătoare				
3	Decapare	Acid sulfuric	15–20	60	5–20	Se poate face și cu HCl rece
4	Spălare	Apă rece curgătoare				
5	Spălare	Apă caldă		90	90	
6	Fosfatare	Soluție 10% + apă	10	95–97	15	
7	Lubrifiere	Parox		60–80	1–5	Produs de fabrica „SIN"-București
8	Uscare	Aer				

Din două presări rezultatele au fost mai bune, rezultînd piese cu grosimea peliculei de aproximativ 2 mm (cu diametrul 38,4 mm/80 mm înălțime).

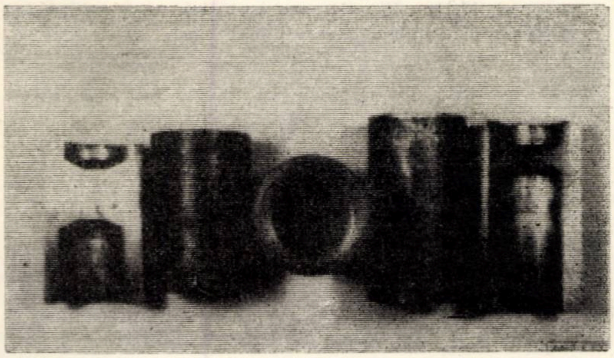


Fig. 11

Din cele de mai sus se vede că pentru obținerea bolțurilor complet extrudate sînt necesare două lovituri ale berbecului.

În figura 11 se prezintă o piesă secționată obținută prin două lovituri ale berbecului.

Bolțurile astfel obținute sînt de calitate superioară, perfect cilindrice, cu toleranțe foarte strînse față de dimensiunile piesei finite (diametrul 38,4 + 0,05 mm), fapt care face posibilă trecerea bolțurilor de la extruziune direct la rectificare, după ce în prealabil s-a făcut îndepărtarea peliculei prin găurire și tratament termic.

Grosimea peliculei a variat între 2–12 mm. Pelicula de 2 mm a fost obținută la bolțul realizat din două lovituri.

Piesele obținute cu pastila cu pereții înclinați au rămas pe poanson și au fost reținute de placa de reținere. O parte din piesele obținute cu pastile cu locaș cilindric au rămas pe poanson și au fost extrase cu ajutorul plăcii de reținere, iar altă parte au rămas în pastilă și au fost eliminate cu ajutorul împingătorului.

S-a constatat că au rămas în pastila matriței piesele la care nu s-a realizat o bună fosfatare și lubrifiere.

Prin operația de extruziune s-a realizat o ecruisare și o îmbunătățire a proprietăților mecanice, așa cum se vede în figura 12, obținută prin presări la înălțime diferită cu forțe diferite.

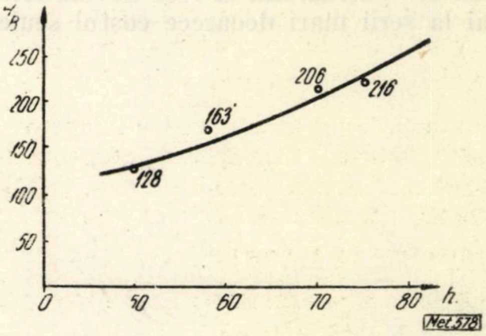


Fig. 12

Concluzii. Bolțurile de piston obținute prin extruziune la rece au calități superioare din punct de vedere structural și al proprietăților mecanice față de cele obținute prin strunjire. De asemenea, adaosul de prelucrare este minim, fiind nevoie numai de îndepărtarea peliculei și de rectificare.

Pentru buna desfășurare a procesului de extruziune este necesar să se aplice un tratament superficial de fosfatare și lubrifiere.

Pentru aplicarea procesului de fosfatare nu este necesar să se rectifice piesele înaintea acestui tratament. Piesele pot intra în procesul de fosfatare direct după debitare, făcîndu-se în acest caz o decapare în baie de acid sulfuric. Fosfatarea făcută pe piese nerectificate se face în foarte bune condiții. Rezultatele probelor au fost concludente în această privință.

Bolțurile realizate din semifabricate nerectificate și fosfatate au dat rezultate foarte bune, astfel încît se poate continua pe viitor fără rectificarea semifabricatelor.

Pentru a se obține o duritate suficient de mare la poansoane se vor folosi carburi dure (carbură de wolfram) sau oțeluri care pentru a se evita ruperea lor trebuie să aibă pe lîngă o mare duritate 60—62 HRC, și o tenacitate ridicată.

Se poate folosi oțel H12 călit și cu o revenire progresivă de la vîrf la bază așa fel încît să se obțină la vîrf duritate mare și tenacitate mare spre bază.

Se pot obține bolțuri de pistol prin extruziune la rece pe presele cu fricțiune sau cu genunchi, însă productivitatea lor nefiind mare, nu se poate folosi procedeul decît la serii mici.

Pentru extruziuni adînci, și în cazul bolțurilor în special, pentru a se evita folosirea poansoanelor prea lungi, este bine ca extruziunea să se facă concomitent din două părți, respectiv pe o mașină cu acțiune dublă, așa cum sînt presele speciale de extrudat bolțuri de tip Danly.

Folosirea extruziunii la rece devine rentabilă numai la serii mari deoarece costul sculelor și instalațiilor este așa de mare încît nu ar acoperi economiile realizate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Producția de piese de oțel prin extruziune la rece.* În: Din experiența inovatorilor. București IDT, 1957. Traducere din limba rusă.

[2] Tilsley, R. și Hovard, F. — *Extruziunea la rece a metalelor feroase și neferoase.* Extrase din revista Machinery nr. 2508, decembrie, 1960, pag. 1 286—1 293.

[3] James, D. *Acoperirea cu fosfat și lubrifierea oțelului pentru extruziunea la rece a oțelului.* In: Machinery, nr. 2513, 1961, pag. 84, 90 și 2514, 1961, pag. 137—139.

[4] Favorski, E. V. *Presarea prin extruziune la rece a metalelor neferoase.* București, IDT, 1955. Traducere din limba rusă.

[5] *Prelucrarea materialelor prin extruziune* — culegere de material documentar, 2 volume, București, IDT, 1957.

[6] *Presa de extruziune cu piston lateral Danly pentru bolțuri de piston.* In: Machinery nr. 2317, 1957, pag. 822 — 823.

[7] Verson, I. In: Metal-working production, nr.1—5, ianuarie, 1958, nr. 102, pag. 194—196.

[8] *Barele extrudate micșorează prețul de cost.* In: The metal working Weekly, nr. 19, mai, 1955, pag. 78—81.

[9] *Matrițarea, ștanțarea, refularea, tăierea și trefilarea la rece* vol. II. In: Fișe de experiență tekso seria 23, București IDT. Traducere din limba rusă.

Din experienta uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.436–383.1 : 621.741.32 : 669.131.4

Turnarea tacheților din fontă cu crustă dură

MIRCEA DRĂGULIN
Uzina „23 August"

Tacheții din fontă sînt piese cărora li se impun condiții deosebite în privința calității și a rezistenței la uzură, datorită funcției lor speciale la distribuția motoarelor Diesel.

Lucrînd în contact cu camele care sînt executate din oțel și călite la duritate mai mare de 54 HRC, ei trebuie să prezinte în zona corespunzătoare suprafeței de frecare cu camele un strat cu duritatea cuprinsă între 50–54 HRC; acest strat trebuie să aibă și rezistență mare la uzură. Pe fețele laterale, ei freacă pe ghidurile de tachet.

Microstructurile indicate pentru stratul dur și pentru corpul tachetului sînt ledeburita, respectiv perlita lamelară cu filamente de grafit, cu duritatea cuprinsă între 180–240 HB.

Pentru stratul dur se impune atît prin condițiile de funcționare cît și prin posibilitatea de a se prelucra economic o grosime de 2–4 mm.

Cele mai mari greutăți care se ivesc la executarea tacheților se datoresc condițiilor de a realiza duritate mare și o grosime relativ redusă a stratului dur; la grosimi corespunzătoare ale stratului, duritatea rezultă sub 50 HRC, iar la duritate corespunzătoare stratul este mai gros decît cel indicat. În stare brută stratul dur trebuie să aibă între 4–6 mm, cu 2 mm în plus față de tachetul finit, ceea ce include și adaosul necesar pentru polizare și rectificare.

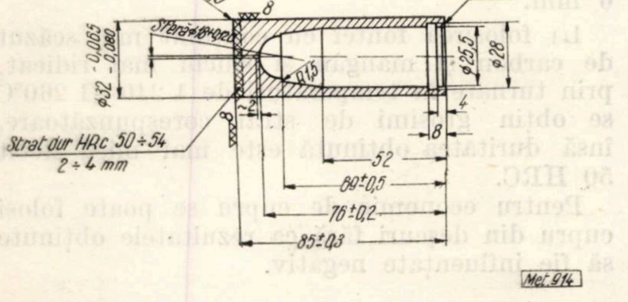


Fig. 1. Tachet.

Încercările făcute prin turnarea pe placă metalică, călire cu flacără, călire cu CIF, menținerea formei pe placă metalică un timp limitat și prin variația conținutului de carbon și siliciu nu au condus la rezultate satisfăcătoare. S-a încercat, de asemenea, și acoperirea formei în zona stratului dur cu o vopsea preparată cu pulbere de crom, respectiv difuziunea cromului în fontă sub formă de carburi; grosimea stratului și duritatea nu aveau valoare constantă. În toate cazurile, în fontă s-a introdus 0,3 – 0,4% crom. Turnarea în serie a tacheților a fost posibilă prin folosirea fontei cu următoarea analiză chimică:

C = 3,6 – 3,9%; Si = 1,3 – 1,6%; Mn = 0,6 – 0,8%;
Cr = 0,3 – 0,4%; Cu = 0,7 – 0,9%; S = maximum 0,06%;
P = maximum 0,10%.

În această fontă, față de încercările anterioare s-a adăugat cupru care influențează grafitizarea, respectiv mărește cantitatea de carbon separată sub formă de grafit și în același timp reduce grosimea stratului alb. De asemenea, cuprul influențează asupra durității, în sensul că în aceleași condiții de elaborare și turnare, pe piesele turnate cu adaos de cupru se observă o ușoară creștere a durității.

Turnarea tacheților se execută în miezuri (fig. 2) așezate pe o placă din tablă cu grosimea de 25 mm, care nu se încălzește peste 60°C. Fonta lichidă se introduce în piesă printr-un canal de alimentare tangențial plasat la partea superioară a acesteia.

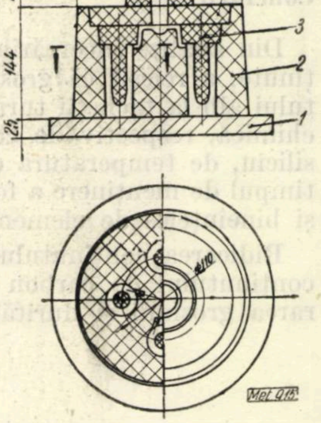


Fig. 2. Forma de turnare a tacheților:

1 – placa metalică; *2* – miez exterior; *3* – miez central; *4* – miez capac *5* – pîlnie de turnare cu filtru.

Aerisirea miezului central, cu ajutorul căruia se obține golul din interiorul tachetului, trebuie făcută corect, deoarece poate da naștere la sufluri. Elaborarea fontei se face într-un cuptor electric de 2 t deoarece la elaborarea în cubilou sau în cuptorul rotativ nu se poate obține această analiză din fontele obișnuite de turnătorie.

Pentru a folosi rațional cuptorul electric, fonta se elaborează fără elemente de aliere și se toarnă în lingouri, deoarece tacheții fiind piese mici nu se poate turna șarja întreagă.

În timpul elaborării se urmărește respectarea conținutului de carbon, iar conținutul de siliciu să nu depășească 1,2%.

Lingourile obținute se retopesc într-un cuptor cu creuzet, unde se face corectarea analizei chimice și se adaugă ferocrom și cupru.

Temperatura la jgheab a fontei lichide este de 1 340—1 360°C, executîndu-se modificarea cu 0,15—0,2% silicocalciu. Turnarea fontei în formă se face la temperatura de 1 280—1 300°C cu o oală de mînă de 70 kg, fapt pentru care turnarea trebuie făcută rapid pentru ca temperatura să nu scadă sub limita de jos a intervalului stabilit.

După circa 45 s de la umplerea cu fontă lichidă forma se ridică de pe placa de turnare și se lasă să se răcească în aer liber.

Dezbaterea tacheților din formă se face numai după ce temperatura lor ajunge sub 300°C.

Ca măsură de control, din prima formă se sparg longitudinal cu lovituri de ciocan doi tacheți și se măsoară stratul alb. În cazul cînd stratul este mai gros de 6 mm se mărește conținutul de siliciu al fontei din creuzet, eventual se adaugă cupru, iar în cazul cînd stratul este mai mic de 4 mm se adaugă crom și se mărește temperatura de turnare. Aceleași rezultate se pot obține și prin micșorarea sau mărirea timpului de menținere a formei turnate pe placa de turnare, avînd în vedere că grosimea stratului crește o dată cu mărirea timpului de contact între piesa turnată și placă.

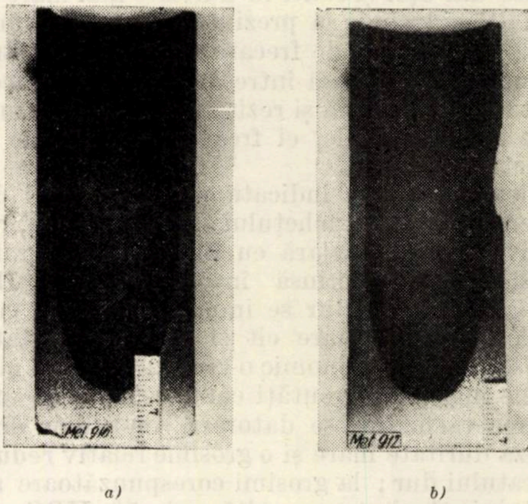
Concluzii

Din analiza încercărilor și a rezultatelor obținute, a reieșit că grosimea și duritatea stratului alb la tacheții turnați depinde de analiza chimică, respectiv de conținutul de carbon și siliciu, de temperatura de turnare a fontei, de timpul de menținere a formei pe placa metalică și bineînțeles de elementele de aliere.

Ridicarea conținutului de siliciu și scăderea conținutului de carbon au ca rezultat micșorarea grosimii și durității stratului alb. Ridicarea temperaturii de turnare a condus la mărirea grosimii stratului și anume, păstrînd neschimbate celelalte condiții și mărind temperatura de turnare la 1 360°C, stratul obținut este mai gros cu 1—2 mm.

O influență asemănătoare exercită și timpul de menținere a tacheților pe placa de turnare, în sensul că la o formă la care acest timp este de 45 s stratul este mai subțire cu 2—3 mm decît la una turnată în aceleași condiții, însă răcită pe placă.

Pe lîngă toate acestea, stratul dur este influențat în mare măsură de adaosul de cupru. Acest lucru este dovedit de faptul că turnînd în aceleași condiții două serii de tacheți, la cei fără cupru stratul dur este în general de două ori mai mare decît în cazul cînd s-ar adăuga cupru. În figura 3 sînt reprezentate spărturi longitudinale prin doi tacheți : unul este turnat din fontă fără adaos de cupru și stratul are grosimea de circa 12 mm, iar celălalt cu adaos de cupru la care stratul are circa 6 mm.



a) b)

Fig. 3. Tachet turnat :

a — tachet turnat din fontă cu cupru ;
b — tachet turnat din fontă fără cupru.

La folosirea fontei cu conținut mai scăzut de carbon și mangan și siliciu mai ridicat, prin turnare la temperaturi de 1 240—1 260°C se obțin grosimi de strat corespunzătoare, însă duritatea obținută este mai mică decît 50 HRC.

Pentru economie de cupru se poate folosi cupru din deșeuri fără ca rezultatele obținute să fie influențate negativ.

CZ 669.14-412 : 621.384.612 : 620.179.152

Asupra utilizării betatronului ca generator de radiații Röntgen ultra-dure pentru defectoscopia lingourilor de oțel

Ing. IULIAN LEIBOVICI
Institutul de fizică atomică – București

Betatronul este un accelerator de particule care generează electroni de energie înaltă sau, prin frînarea acestora pe o țintă, radiații Röntgen cu o putere foarte mare de pătrundere. În afară de domeniul principal de utilizare, constituit de cercetările în fizica nucleară, betatroanele sînt astăzi folosite în medicină pentru radioterapia tumorilor profunde și în industria constructoare de mașini pentru controlul nedistructiv radiografic al pieselor cu grosimi cuprinse între 100–500 mm.

În țara noastră, la Institutul de fizică atomică al Academiei R.P.R., a fost construit și pus în funcțiune din 1959 un betatron calculat pentru o energie maximă a electronilor accelerați de 30 MeV *. Încă în timpul perioadei de reglaj, în care betatronul a funcționat la energii cuprinse între 15–20 MeV, au fost efectuate o serie de lucrări privind cercetarea posibilităților și particularităților folosirii lui la radiografierea pieselor metalice groase [1].

În acest articol se va prezenta o lucrare efectuată la cererea și în colaborare cu uzinele „23 August" din București, și anume controlul radiografic al calității lingourilor de oțel carbon și special de scule. Importanța metodologică a acestei lucrări constă în aceea că, pentru prima oară în țara noastră, se radiografiază piese de oțel cu grosimi cuprinse între 120–200 mm, operație care nu se poate executa decît cu ajutorul radiațiilor Röntgen ultra-dure generate fie de un betatron, fie de un alt accelerator similar.

Radiațiile Röntgen ultra-dure în defectoscopia nedistructivă

În ultimii ani, s-a conturat tendința de a folosi pentru defectoscopia cu radiații Röntgen surse de radiații din ce în ce mai dure, adică de energie din ce în ce mai mare. Această tendință este justificată de necesitățile industriei constructoare de mașini, instalații și utilaje, în special pentru industria energetică și industria chimică. Piesele componente ale acestor instalații (cazane, corpuri de pompă, ventile, arbori, rotoare de turbină etc.), solicitate la presiuni și temperaturi ridicate, au pereți a căror grosime depășește 100 mm. La aceste grosimi, absorbția radiațiilor Röntgen de energie 100–400 keV, curent utilizate în industrie, este atît de mare încît rezultă un timp de expunere prohibitiv. În domeniul de grosimi 100–150 mm mai pot fi utilizate sursele de radiații gama cu Co_{60}, cu energia de 1,17 și 1,33 MeV. Cu creșterea grosimii obiectului radiografiat, nici cobaltul radioactiv nu mai satisface, astfel că de la 150–200 mm în sus, singurele surse de radiații utilizabile sînt acelea din domeniul milioanelor de electronvolți, bazate pe tehnica acceleratoarelor de electroni (betatron, sincrotron, accelerator liniar, accelerator electrostatic etc.) [2].

În diagrama din figura 1 este reprezentat domeniul de utilizare cel mai potrivit al diferitelor surse de radiații folosite în defectoscopie.

După cum se va arăta mai departe, radiațiile ultra-dure, cu energii de mai multe milioane de electronvolți, prezintă avantaje considerabile asupra celor de energie mai joasă, atunci cînd piesele de radiografiat sînt mai groase de 100–150 mm. În primul rînd, puterea de pătrundere mai mare a radiațiilor de energie mai înaltă conduce la scurtarea timpului de expunere. O și mai pronunțată scurtare a timpului de expunere se obține dacă intensitatea generată de sursa de radiații ultra-dure este mai mare decît cea generată de sursele obișnuite, ceea ce este de obicei cazul la betatroane, a căror radiație este de sute de ori mai intensă decît a surselor industriale cu Co_{60}. Astfel, timpul de expunere necesar pentru a radiografia o piesă de oțel cu grosimea de 120 mm este, în cazul unui betatron de 30 MeV, de peste 1 600 de ori mai scurt de cît în cazul unei surse de Co_{60} cu o activitate de 1 curie.

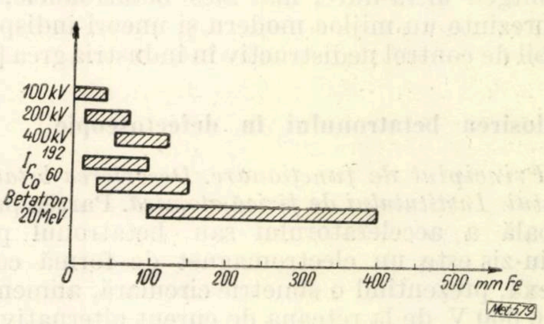


Fig. 1. Domeniul de utilizare în defectoscopie a radiațiilor Röntgen de diferite energii.

---

* Energia particulelor nucleare se exprimă în electronvolți (eV). Un electronvolt este energia cîștigată de un electron accelerat sub diferența de potențial de un volt. 1 MeV = 10^6 eV.

În afară de timpul de expunere, un factor esențial care dictează ridicarea energiei radiațiilor, îl constituie calitatea radiografiilor. În cazul pieselor de grosime mare, sub influența fasciculului de radiații primare, iau naștere în piesă radiații secundare, împrăștiate, precum și electroni secundari. Ajungînd pe film, radiațiile și electronii împrăștiați dau un voal care se suprapune peste imaginea utilă și îngreunează foarte mult interpretarea acesteia. Cercetările au arătat că în cazul pieselor groase, cu cît este mai ridicată energia radiațiilor cu atît efectul radiațiilor secundare este mai puțin supărător, iar imaginea radiografică este mai precisă [4].

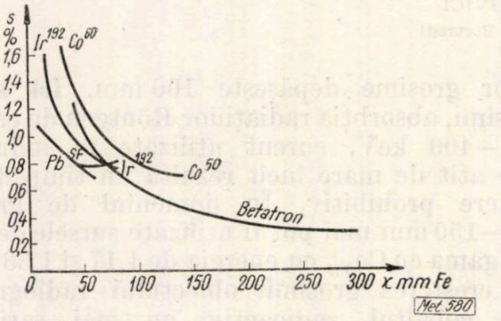


Fig. 2. Sensibilitatea relativă de detectare a defectelor, determinată cu ajutorul defectometrelor cu sîrme, pentru diferite grosimi de oțel și diferite surse de radiații:

Pb – ecrane de plumb de 0,02 mm grosime; *SF* – ecrane cu săruri fluorescente (folii intensificatoare). După Böhler.

În afară de energia ridicată a radiațiilor pe care le generează, betatronul se caracterizează și printr-un focar de dimensiuni reduse (sub 1 mm²), ceea ce contribuie și mai mult la îmbunătățirea clarității și preciziei imaginilor. Ca rezultat, sensibilitatea relativă de detectare a defectelor este superioară, în cazul betatronului, oricăror alte metode radiografice, mergînd în cazuri speciale (radiografii cu mărire) pînă la 0,3% (fig. 2).

Aceste avantaje fac ca sursele de radiații Röntgen ultra-dure, mai ales betatroanele, să reprezinte un mijloc modern și uneori indispensabil de control nedistructiv în industria grea [5].

Folosirea betatronului în defectoscopie

Principiul de funcționare. Descrierea betatronului Institutului de fizică atomică. Partea principală a acceleratorului sau betatronul propriu-zis este un electromagnet de formă complexă, prezentînd o simetrie circulară, alimentat la 6 000 V de la rețeaua de curent alternativ de frecvență industrială, prin intermediul unui transformator ridicător de tensiune. În întrefierul acestui electromagnet se găsește o cameră de accelerare din porțelan, de formă inelară, în care este menținut, cu ajutorul a două agregate de pompare, un vid de ordinul 10^{-6} mm col. Hg.

Electronii sînt injectați în interiorul camerei la energie joasă, cu ajutorul unui tun electronic. Datorită prezenței cîmpului magnetic, ei sînt obligați să parcurgă o orbită circulară. Procesul de accelerare durează cinci miimi de secundă, în care timp electronii execută aproximativ un milion de rotații și cîștigă, treptat, energie prin inducție electromagnetică. La sfîrșit, ei sînt trimiși pe o țintă (anticatodă), unde se frînează brusc. Parte din energia lor se transformă în radiații Röntgen cu spectru continuu, numite și radiații de frînare.

Funcționarea corectă a betatronului este asigurată de un ansamblu de aparate electrice, electronice și dozimetrice care comandă succesiunea în timp a fazelor procesului de accelerare și efectuează măsurarea principalelor mărimi, protecția și semnalizarea [1], [6].

Paralel cu bobinajul betatronului este conectată o baterie de condensatori de 1 000 kVA, pentru compensarea factorului de putere.

Electromagnetul betatronului, în greutate de circa 3 t, este așezat într-o încăpere specială prevăzută cu ziduri de beton greu, necesare pentru protecția personalului de deservire contra radiațiilor. O serie de încăperi alăturate sînt destinate instalațiilor de alimentare, bateriei de condensatoare, aparatelor de protecție și măsură. Comanda și supravegherea întregii instalații sînt centralizate la un pupitru de comandă aflat în camera de comandă.

Caracteristicile radiografice ale radiației generate de betatron. În cele ce urmează vor fi trecute în revistă numai acele caracteristici ale radiației generate de betatron, care au o directă legătură cu procesul radiografic, cu scopul de a scoate în evidență asemănările și deosebirile specifice dintre tehnica radiografică cu ajutorul betatronului (betatronografie) și tehnicile radiografice clasice.

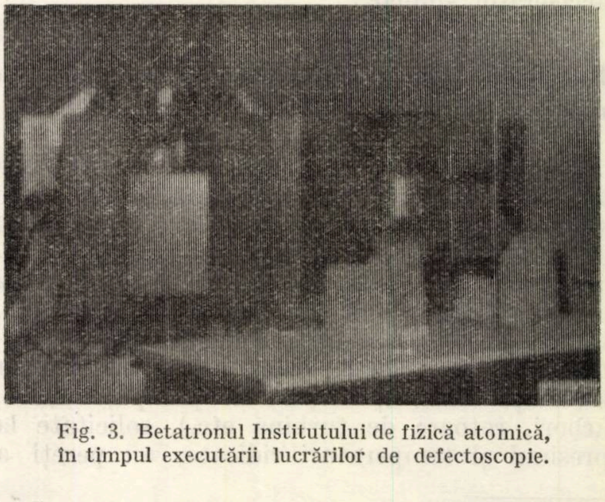


Fig. 3. Betatronul Institutului de fizică atomică, în timpul executării lucrărilor de defectoscopie.

Ca orice radiație de frînare, radiația Röntgen generată de betatron are un spectru continuu de energii, avînd limita maximă egală cu energia electronilor accelerați. Spre deosebire însă de tuburile Röntgen de energie joasă, radiația betatronului este concentrată într-un fascicul conic îngust, cu axa tangentă pe direcția de mișcare a electronilor, adică fascicululul prezintă o colimare naturală. Cu cît energia radiațiilor este mai mare, cu atît colimarea naturală este mai pronunțată și deci conul mai îngust. Variația pronunțată a intensității într-un unghi relativ mic nu este favorabilă pentru radiografii, deoarece duce la o supraexpunere a filmului în centru și la o subexpunere către margini. Pentru a realiza o intensitate constantă în cîmpul de radiație, se introduc în fascicul corpuri egalizatoare, adică absorbanți de formă convenabilă. Uniformizarea intensității se obține, desigur, pe seama reducerii ei în axă. Dacă însă obiectul de radiografiat are o formă potrivită, mai gros către centru și mai subțire către margini, se poate renunța la corpuri de egalizare, rolul lor fiind jucat de însuși obiectul.

Pătrunzînd într-un corp, radiația Röntgen este, parțial, atenuată. În diagrama din figura 4 este reprezentată variația în funcție de energia radiațiilor a grosimii de semi-atenuare în fier, adică a grosimii de fier necesară pentru a reduce intensitatea fasciculului la jumătate. Pentru radiațiile Röntgen de 300 kV, această grosime este de 8 mm, pentru radiațiile gama ale Co_{60}, de 23 mm, iar pentru radiațiile generate de betatronul I.F.A. la 20 MeV de 34 mm.

Din diagrama reprezentată în figura 4 rezultă că peste circa 15 MeV nu se mai obține o creștere a grosimii de semi-atenuare ci, dimpotrivă, o ușoară scădere. Totuși, timpul de expunere se reduce în continuare cu creșterea energiei, deoarece betatroanele de energie mai mare au și o intensitate mai mare.

În ceea ce privește calitatea radiografiilor, s-a arătat că ea depinde, în primul rînd, de reducerea efectului radiației secundare.

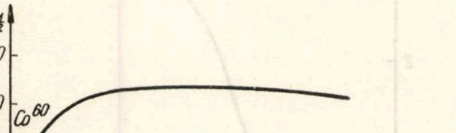


Fig. 4. Variația grosimii de semi-atenuare în fier cu energia radiațiilor Röntgen cu spectru continuu. Este prezentată și valoarea corespunzătoare radiației gama a Co_{60}.

În figura 5 este reprezentat, după literatură [4], raportul dintre efectul radiației secundare și cel al radiației primare asupra filmului. Se vede că în cazul obiectelor de grosimi mari, acest raport crește, dar că el poate fi redus prin ridicarea energiei radiațiilor.

Din cele de mai sus rezultă criteriile de alegere a energiei unui betatron destinat defectoscopiei în industrie [7], care sînt în număr de patru :

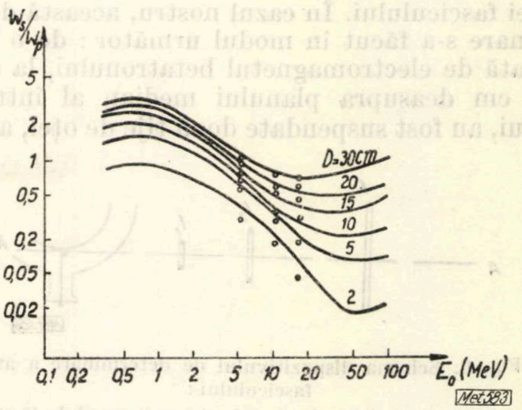


Fig. 5. Efectul radiației împrăștiate asupra filmului : W_p – efectul radiației primare ; W_s – efectul radiației împrăștiate ; E_0 – energia maximă a spectrului ; D – grosimea obiectului.

— atenuarea radiațiilor în piesele de fier este minimă pentru o zonă cuprinsă între 12–35 MeV ;

— calitatea radiografiilor, în cazul pieselor groase, este optimă pentru aceeași zonă, cu maximul la 15–20 MeV ;

— intensitatea radiațiilor în axa fasciculului neegalizat crește aproximativ cu puterea a treia a energiei ; într-un fascicul egalizat ca să se păstreze constantă aria iradiată, intensitatea crește numai cu puterea 1,5 a energiei ;

— greutatea și costul instalației cresc aproximativ cu puterea 2,5–3 a energiei.

Ținînd seama de ansamblul acestor criterii, energia optimă pentru un betatron destinat exclusiv defectoscopiei este de 10–25 MeV.

Particularitățile tehnicii betatronografice în cazul defectoscopiei lingourilor de oțel. Betatronul Institutului de fizică atomică este destinat, în primul rînd, cercetărilor de fizică propriu-zisă. Pe lîngă acestea, el a fost folosit și pentru studii în domeniul defectoscopiei, care au urmărit, în primul rînd, punerea la punct a metodicii și acumularea unei experiențe în domeniul radiografiei cu radiații ultra-dure.

Problemele care au trebuit să fie rezolvate au fost următoarele : stabilirea geometriei de iradiere, alegerea filmelor radiografice și a ecranelor intensificatoare, stabilirea timpului de expunere. În cele ce urmează se va arăta cum au fost rezolvate aceste probleme, pe exemplul concret al lucrării de defectoscopie a lingourilor de oțel.

Geometria de iradiere. După cum s-a arătat mai sus, la radiografierea obiectelor cilindrice nu este, neapărat, necesară egalizarea intensității fasciculului în tot cîmpul de iradiere. Este suficient ca piesa să fie astfel aşezată încît axa fasciculului, adică direcţia de intensitate maximă să treacă prin centrul piesei, adică prin zona de grosime maximă.

Pentru aceasta, trebuie determinată direcţia axei fasciculului. În cazul nostru, această determinare s-a făcut în modul următor : de o bară fixată de electromagnetul betatronului, la circa 50 cm deasupra planului median al întrefierului, au fost suspendate două tije de oţel, avînd fiecare la capătul inferior cîte un inel. Cele două inele aveau diametre diferite : 10 mm şi 30 mm, iar inelul mai mic a fost aşezat mai aproape de focar (fig. 6). Pe un film radiografic s-a obţinut imaginea suprapusă a celor două inele.

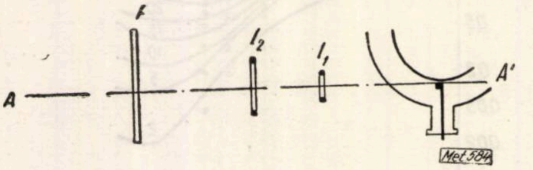


Fig. 6. Schema dispozitivului de determinare a axei fasciculului :

AA' – axa fasciculului ; I_1 – inel de oţel cu diametrul de 10 mm ; I_2 – inel de oţel cu diametrul de 30 mm ; F – film radiografic.

Poziţia acestora şi a filmului a fost reglată prin încercări repetate, astfel ca imaginile să fie concentrice şi dispuse în centrul filmului. În fig. 7 este reprezentată imaginea inelelor, în cazul cînd ele sînt aşezate axial sau sînt deplasate. În felul acesta, poziţia corectă a inelelor materializează axa fasciculului.

Distanţa între focar, pe de o parte, şi obiect şi film pe de altă parte, a fost aleasă de 1 500 mm, din necesitatea de a avea un cîmp de iradiere suficient de intens pe suprafaţa unui film de format 18×24 cm². Pentru a reduce efectul radiaţiilor împrăştiate, fasciculul a fost colimat cu ajutorul unui perete de plumb cu grosimea de 100 mm, în care era practicată o fereastră dreptunghiulară corespunzătoare dimensiunilor cîmpului de iradiere. Fereastra a fost acoperită cu o placă de aluminiu cu grosimea de 15 mm, pentru a filtra componentele moi ale spectrului şi a reduce astfel fondul de radiaţii împrăştiate din sală (fig. 8).

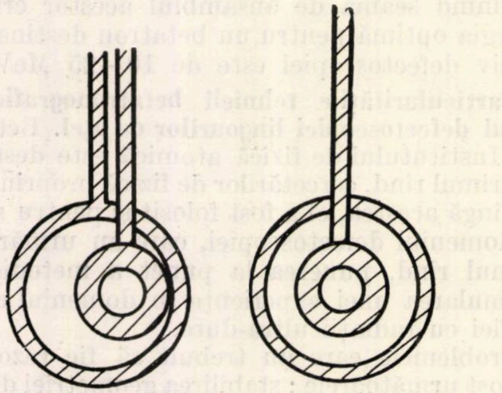


Fig. 7. Imaginea inelelor :

a – poziţie incorectă ; *b* – poziţie corectă în axa fasciculului.

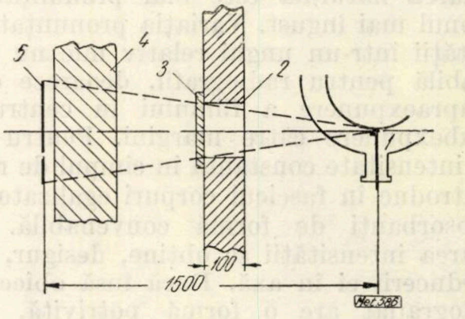


Fig. 8. Geometria de iradiere :

1 – ţinta ; 2 – colimator de plumb ; 3 – filtru de aluminiu ; 4 – lingou ; 5 – caseta cu filmul radiografic.

Filmul şi ecranele intensificatoare. În cazul radiografierii cu radiaţii ultra-dure, alegerea unui film potrivit este o problemă dificilă. Efectul principal asupra emulsiei, adică formarea imaginii latente, se datoreşte, în cazul radiaţiilor de energie mare, în primul rînd electronilor generaţi în ecranele intensificatoare. Electronii sînt, la rîndul lor, de energie ridicată, adică au un parcurs lung în emulsie. Din această cauză, emulsia sensibilă este activă pe toată grosimea ei. Mici neuniformităţi de grosime sau neomogenităţi duc la apariţia unor variaţii de înnegrire sub formă de pete şi zone voalate, care nu se întîlnesc în cazul expunerii aceloraşi filme la radiaţii Röntgen obişnuite. Pentru a înlătura bănuiala că asemenea zone corespund unor defecte, a fost necesar ca anumite radiografii să fie efectuate de mai multe ori.

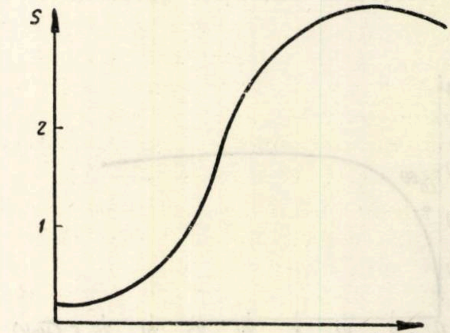


Fig. 9. Alura curbei caracteristice a unui film radiografic.

Orice film radiografic este caracterizat prin curba de înnegrire care exprimă dependenţa dintre densitatea fotografică S şi expunerea E, care este produsul dintre intensitatea radiaţiilor şi timpul de expunere.

Contrastul imaginii radiografice depinde de panta curbei de înnegrire: cu cît panta este mai mare, cu atît contrastul este mai pronunţat. În betatronografie sînt recomandate filmele radiografice cu contrast foarte puternic, deoarece contrastul radiologic dat de atenuarea diferită a radiaţiilor în dreptul defectului, este, în general, redus datorită energiei înalte [5].

În lipsa unor filme speciale pentru radiaţii de mare energie, au fost folosite filmele AGFA-DURO, AGFA-LAUE şi AGFA-TEXO-S. Între aceste tipuri nu au fost puse în evidenţă deosebiri semnificative, în condiţiile noastre.

Claritatea radiografiilor este sensibil redusă de electronii secundari generaţi în obiectul radiografiat, electroni care, prin urmare, trebuie împiedicaţi să ajungă pe film. Rolul dublu de a absorbi electronii generaţi în obiect şi de a genera, la rîndul lor, electroni secundari activi în emulsie, îl au ecranele intensificatoare de plumb. În betatronografie, ecranele cu folii fluorescente nu sînt aproape de loc folosite, deoarece nu au proprietatea de a reţine electronii generaţi în obiect, iar lumina emisă suferă împrăştieri, rezultînd o imagine lipsită de claritate.

În schimb, se folosesc întotdeauna ecrane de plumb în faţa şi în spatele filmului, de grosime relativ mare (1—3 mm).

În cazul nostru, au fost folosite ecrane de plumb de 2 mm înaintea filmului şi de 1 mm în spatele lui. Ecranele au fost prelucrate cu deosebită grijă, astfel ca să prezinte o suprafaţă perfect netedă. Contactul intim între ecran şi film s-a realizat prin presarea într-o casetă etanşă de bună calitate.

Timpul de expunere. S-a arătat mai sus că, pentru a se obţine o imagine cu contrast puternic, expunerea trebuie să corespundă pe curba de înnegrire la o regiune cu pantă mare (fig. 9). În majoritatea cazurilor, panta maximă a curbei se găseşte în zona $S = 1{,}5-2$. În cazul nostru am lucrat cu o densitate medie de 1—1,5, pentru a scurta timpul de expunere. Reducerea într-o oarecare măsură a contrastului a fost admisibilă, fiind compensată de precizia conturului imaginii şi fineţea detaliilor [5].

Odată determinată expunerea necesară a filmului, care se exprimă de obicei în röntgeni (şi nu în miliamperi-secundă ca în tehnica radiografică clasică), trebuie determinată atenuarea radiaţiilor în obiect şi calculat timpul de expunere necesar. Acest calcul se face cu formula:

$$T = \frac{E\,(S) \cdot L^2}{I_0} \exp\left(\frac{x}{d_{\frac{1}{2}}} \ln 2\right), \qquad (1)$$

în care:

T este timpul de expunere, min;

$E\,(S)$ — expunerea filmului corespunzătoare densităţii fotografice dorite, röntgeni (R);

L — distanţa focar-film, cm;

I_o — intensitatea fasciculului la 1 m de focar, R/min;

x — grosimea obiectului, cm;

$d_{\frac{1}{2}}$ — grosimea de semi-atenuare pentru radiaţiile de energie utilizată.

Lingourile de oţel radiografiate au avut grosimi cuprinse între 120 şi 200 mm. Corespunzător, s-a utilizat un timp de expunere cuprins între 15 şi 60 de minute.

Rezultate şi concluzii. Cu tehnica descrisă mai sus, au fost radiografiate în total 11 lingouri, majoritatea acestora din oţel special. O parte din aceste lingouri au fost vibrate în timpul turnării, iar o parte nevibrate (martori). Scopul studiului a fost de a determina efectul metodei turnării cu vibrare asupra calităţii lingourilor.

Cîteva lingouri au fost radiografiate în întregime, iar la altele atenţia s-a concentrat asupra regiunii maselotei şi a zonelor vecine. Într-o serie de cazuri, maselota a fost radiografiată din două direcţii perpendiculare. În felul acesta s-a putut urmări distribuţia defectelor în spaţiu.

Deşi contrastele sînt, în general, reduse, datorită, în primul rînd, energiei ridicate şi, în al doilea rînd, densităţii fotografice relativ scăzute, calitatea imaginilor este bună. Nu se constată supraexpunerea marginilor piesei, acolo unde se reduce grosimea.

În planşele I—IV sînt prezentate patru radiografii executate cu betatronul I.F.A. la diferite lingouri, în zona maselotei. Se remarcă aspectul diferit al retasurii la lingourile vibrate (planşele I şi II) faţă de cele nevibrate (planşele III şi IV).

Sensibilitatea de detectare a defectelor a fost verificată cu ajutorul unui defectometru de oţel, de construcţia şi dimensiunile din figura 10.

Sensibilitatea, astfel determinată, a fost de 1%, valoare pe deplin satisfăcătoare pentru scopurile studiului propus, dar care nu reprezintă limita posibilităţilor betatronului. O îmbunătăţire sensibilă a calităţii radiografiilor va putea fi obţinută prin folosirea filmelor radiografice speciale pentru radiaţii dure, ca de

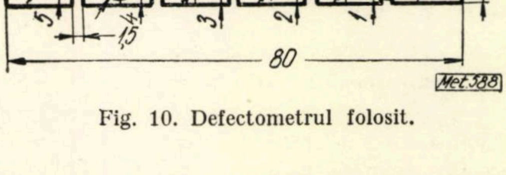


Fig. 10. Defectometrul folosit.

exemplu AGFA-TEXO-F, prin efectuarea de radiografii cu mărire sau prin utilizarea casetelor vidate.

De asemenea, prin creșterea intensității fasciculului de radiații, problemă care se află în studiu, se va putea obține o reducere simțitoare a timpului de expunere.

În concluzie, lucrarea prezentată este un exemplu de aplicare a betatronului la defectoscopia industrială, exemplu care demonstrează posibilitățile betatronografiei și domeniul ei specific de utilizare și anume controlul pieselor groase.

Din considerente economice, piesele supuse controlului reprezintă probe pentru punerea la punct a unor procedee tehnologice noi sau unificate de mai mare importanță și nu produse de serie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ciorăscu, F. ș.a. *Folosirea betatronului în defectoscopia industrială.* În : Tehnica nucleară, *4* (1961), nr. 2 (februarie) p. 75–85.

[2] Wiltshire, W. J. *A Further Handbook of Industrial Radiology.* Londra, Ed. Arnold, 1957.

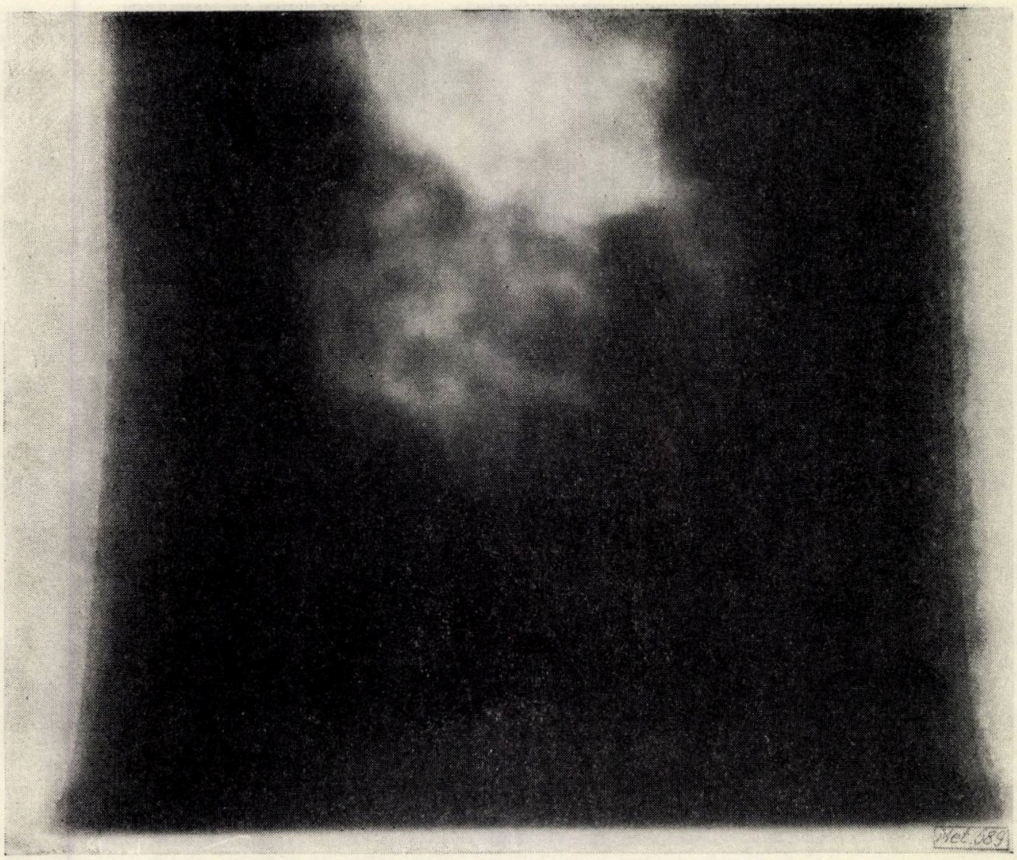
[3] von Arx, A. *Betatron und Isotopenradiographie.* În : Brown Boveri Mitteilungen, *40* (1953), nr. 8 (august), p. 289–295.

[4] Schittenhelm, R. *Die Fehlererkennbarkeit bei der zerstörungsfreien Prüfung von Stahl mit energiereicher Röntgenstrahlen.* În : Zs. für angew. Phys. *8* (1956), nr. 12 (decembrie), p. 569–577.

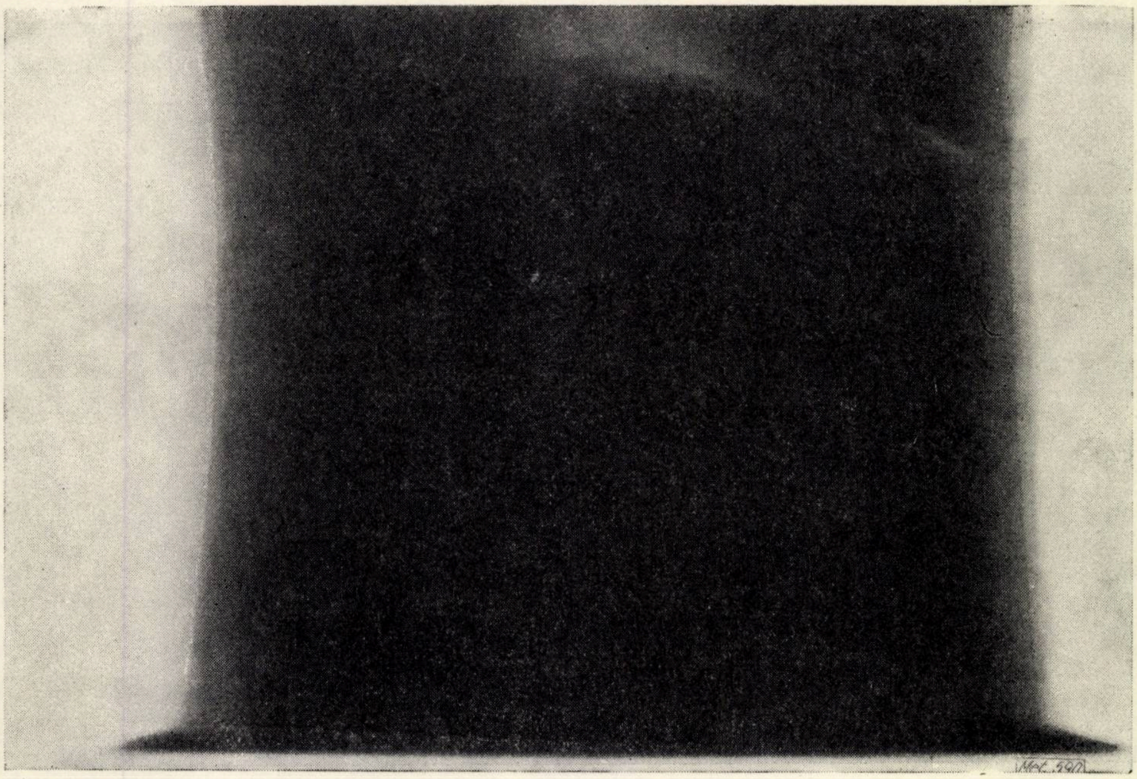
[5] Leibovici, I. *Radiografierea pieselor metalice groase.* În : Tehnica nucleară, *4* (1961) nr. 12 (decembrie), p. 743–752.

[6] Haltrich, S., Leibovici, I. *Betatronul*: În: Automatica și Electronica, *1* (1957), nr. 3, p. 119–129.

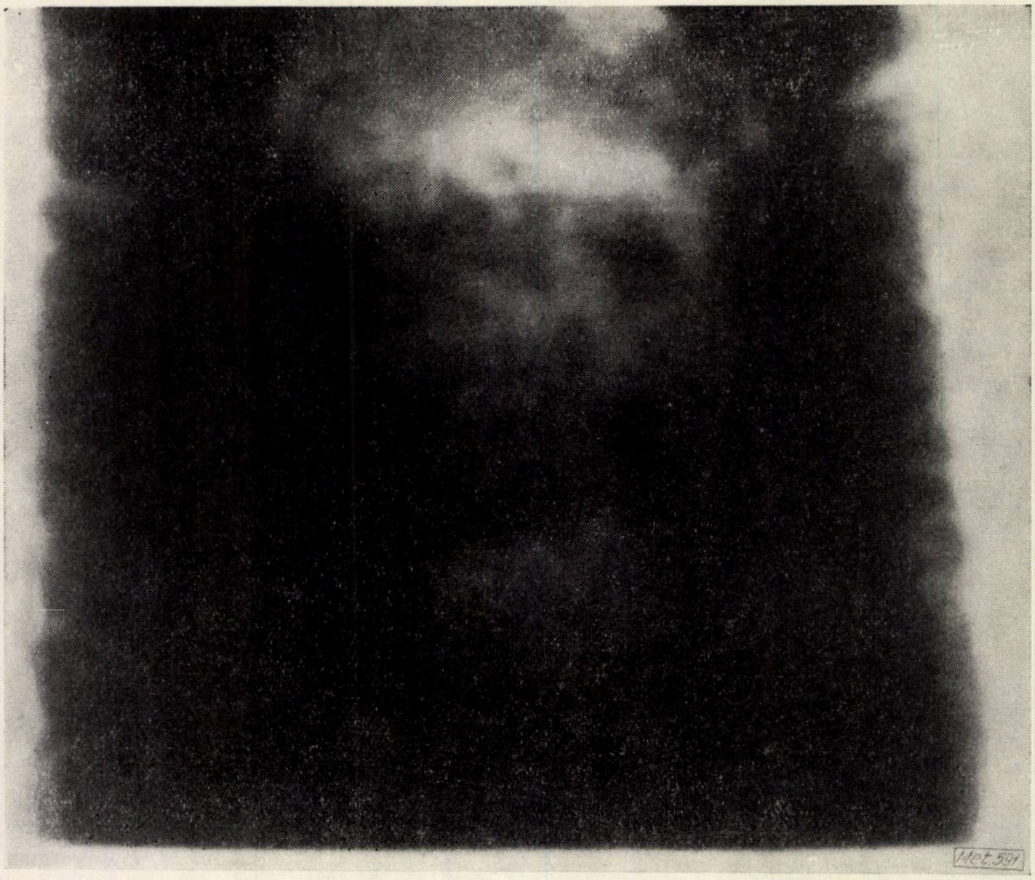
[7] Vorobiov, A. A., Zavadoskaia, E. K.: *Primenenie v promîșlenosti jostkih rentghenovskih lucei dlia prosvecivaniia i vibor diapazona energhii etih lucei.* În : Isvestiia Tomskogo Politehniceskogo Instituta, *87* (1957), p. 393–402.



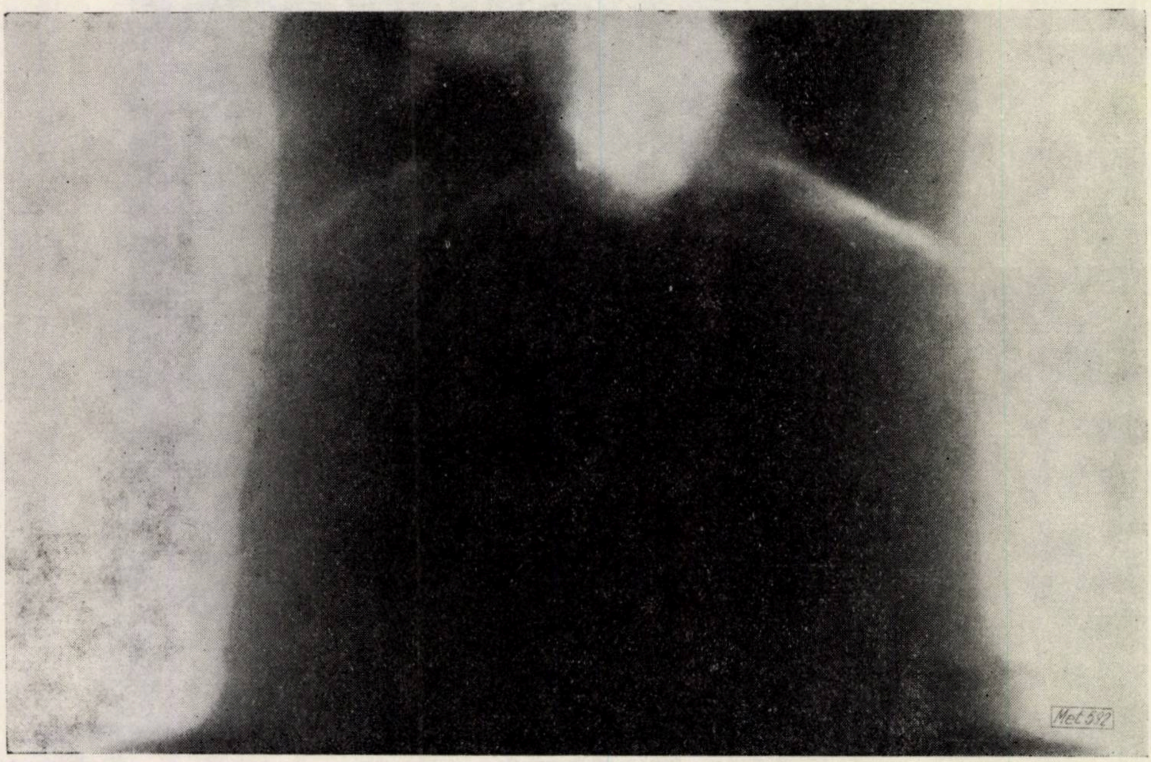
Planşa I



Planşa II-a



Planşa III-a



Planşa IV-a

construcția de mașini

CZ 622.243.14 : 621.65 – 585.22

Contribuții la acționarea pompelor de noroi din instalațiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice

Ing. NICOLAIE PELIGRAD și ing. VALENTIN ATANASIU
Institutul de studii, cercetări și proiectări tehnologice pentru industria constructoare de mașini, utilaje și industria electrotehnică

1. Pompele de noroi din instalațiile de foraj și parametrii lor de funcționare

1.1. *Pompele de noroi*

În instalațiile de foraj se utilizează pompe cu piston cu dublu efect, duplex sau triplex, de construcție orizontală. Astăzi, în construcțiile moderne de instalații de foraj, pompa de noroi este un agregat acționat prin intermediul unui sistem de transmisie, de către grupurile de motoare Diesel ale instalației. Debitul de noroi pompat pătrunde prin interiorul prăjinilor de foraj, iese prin orificiile de spălare ale sapei și se ridică din nou la suprafață prin spațiul inelar dintre prăjini și gaură. Circuitul de noroi realizat de pompă trebuie să spele talpa sondei de bucățile de rocă sfărîmată, să răcească sapa și în același timp să contribuie la distrugerea parțială a rocii. Schema părții hidraulice a unei pompe de noroi este arătată în figura 1.

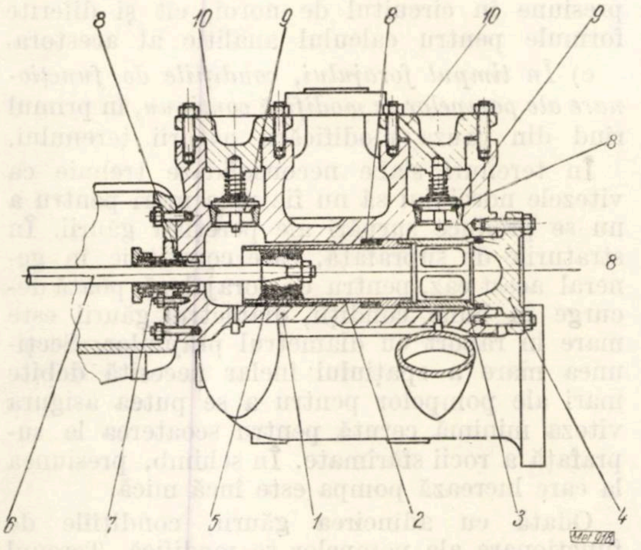


Fig. 1. Schema părții hidraulice a unei pompe de noroi: *1* – corpul pompei; *2* – cămașa cilindrului; *3* – piesă de strîngere; *4* – capacul cilindrului; *5* – piston; *6* – tija pistonului; *7*, *8* – garnituri de etanșare; *9* – supapă; *10* – capacul supapei.

1.2. *Parametrii de funcționare a pompei de noroi*

În vederea prezentării principalilor parametri de funcționare, în figura 2 se arată schema de principiu a unei pompe de noroi cu piston.

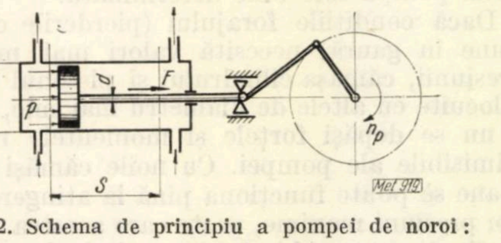


Fig. 2. Schema de principiu a pompei de noroi: *D* – diametrul cilindrului; *d* – diametrul tijei pistonului; *S* – cursa; *p* – presiunea; *F* – forța în tija pistonului; n_p – turația pompei.

Notațiile din figura 2 au următoarele semnificații: *D*, *d*, – diametrele pistonului și al tijei, m; *S*, – cursa, m; *p* – presiunea, kgf/m²; *F* – forța transmisă tijei pistonului, kg; n_p – turația pompei, rot/min; η_t – randamentul total al pompei (randamentul mecanic × randamentul volumetric).

Cu aceste notații se pot scrie următoarele relații de bază:

debitul pompei;

$$Q_p = \frac{\pi}{4}\,[2D^2 - d^2]S \times n_p,\ \mathrm{m^3/min}; \qquad (1)$$

puterea pompei;

$$N_p = \frac{p \times Q_p}{60 \times 75 \times \eta_t}\ \mathrm{CP} \qquad (2)$$

În aceste relații trebuie să se țină seama de următoarele:

a) *În cursul fiecărei rotații complete a manivelei*, debitul pompei este variabil, ca urmare a variației vitezelor pistonului. De asemenea presiunile sînt și ele variabile. Pulsațiile de presiune care iau naștere, producînd solicitări cu șocuri, influențează asupra duratei de funcționare a pompei.

Pentru a micșora amplitudinea acestor pulsații, se montează pe conductele de refulare ale pompei amortizoare de pulsații. Prezența acestor amortizoare nu elimină însă complet variația presiunii de refulare.

Variația de presiune se manifestă și în sistemul de transmisie între motoarele Diesel și pompă. Pentru protejarea motoarelor Diesel de acțiunea defavorabilă a acestor șocuri, se impune plasarea unui element elastic în lanțul cinematic al transmisiei, între pompa de noroi și motorul Diesel.

b) *În timpul funcționării pompei de noroi,* forța transmisă tijei pistonului este :

$$F = p\frac{\pi D^2}{4}, \text{ kg.} \tag{3}$$

Deoarece solicitările mecanice ale tuturor organelor pompei depind de mărimea acestei forțe, valoarea ei trebuie limitată la valoarea maximă admisibilă, funcție de robustețea construcției mașinii.

Rezultă deci că, la un anumit diametru de piston, presiunea maximă cu care poate funcționa pompa este bine determinată.

Dacă condițiile forajului (pierderile de presiune în gaură) necesită valori mai mari ale presiunii, cămașa cilindrului și pistonul trebuie înlocuite cu altele de diametru mai mic, pentru a nu se depăși forțele și momentele maxime admisibile ale pompei. Cu noile cămăși și pistoane se poate funcționa pînă la atingerea unei noi presiuni maxime, peste care acestea trebuie să fie din nou schimbate cu altele de diametre mai mici.

Înlocuind în relația (2) expresia analitică a debitului conform relației (1), se obține :

$$N_p = \frac{p \times \frac{\pi}{4}[2D^2 - d^2]S \times n_p}{60 \times 75 \times \eta_t}$$

și, considerînd cursa, randamentul și diametrul tijei pistonului constante, rezultă puterea consumată de pompă, funcție numai de presiune, turație și diametrul pistonului.

$$N_p = (C_1 D^2 - C_2)\ p \times n_p, \tag{4}$$

în care C_1 și C_2 sînt constante.

În concluzie, dacă se cunosc presiunile și debitele cerute pentru forajul la o anumită adîncime, se vor putea determina cu ușurință gama de diametre de pistoane și cămăși, presiunile maxime corespunzătoare acestora și turațiile necesare pentru pompa de noroi care va asigura forajul la adîncimea respectivă.

2. Condițiile de funcționare a pompelor de noroi. Debite, presiuni și puteri consumate

a) *Spălarea tălpii sondei* și *mișcarea ascensională a particulelor de rocă sfărîmată* depind în primul rînd de viteza noroiului prin orificiile sapei și în spațiul inelar dintre prăjini și gaură.

Unele încercări experimentale efectuate în ultimii ani au stabilit următoarele valori ale vitezei noroiului, în funcție de teren, tipul sapei și componența garniturii :

— în orificiile sapei 20—80 m/s ;

— în spațiul inelar dintre prăjini și gaură 0,5—1,5 m/s.

Se remarcă în prezent tendința spre sporirea debitului de spălare în vederea creșterii vitezei de foraj, fapt care atrage după sine creșterea vitezelor în duzele sapelor, la valori de peste 100 m/s.

Cunoscînd natura terenului, componența garniturii, programul de tubaj și dimensiunile sapelor, se poate stabili — în funcție de vitezele dorite ale noroiului — debitul necesar al pompelor.

b) *Presiunea de funcționare a pompei de noroi* depinde de rezistențele la curgerea noroiului în întregul circuit al acestuia.

Rezistențele la curgerea noroiului depind de vitezele de curgere, dimensiunile diferitelor secțiuni, lungimile diferitelor porțiuni ale circuitului, rugozitatea pereților, diferite rezistențe locale (strangulări, coturi etc.), greutatea specifică și viscozitatea noroiului. O analiză amănunțită a pierderilor de presiune în diferitele porțiuni ale circuitului de noroi arată următoarea ordine, din punctul de vedere al mărimii rezistențelor :

— pierderile de presiune în orificiile sapei ;

— pierderile de presiune în interiorul prăjinilor ;

— pierderile de presiune în conductele de suprafață (manifold) ;

— pierderile de presiune în spațiul inelar.

În literatura de specialitate sînt indicate atît valori experimentale pentru pierderile de presiune în circuitul de noroi, cît și diferite formule pentru calculul analitic al acestora.

c) *În timpul forajului, condițiile de funcționare ale pompelor se modifică continuu,* în primul rînd din cauza modificării naturii terenului.

În terenuri slabe neconsolidate trebuie ca vitezele noroiului să nu fie prea mari pentru a nu se produce surpări ale pereților găurii. În straturile de suprafață, care constituie în general acest caz, pentru ca forajul să poată decurge în bune condiții, diametrul găurii este mare în raport cu diametrul prăjinilor. Secțiunea mare a spațiului inelar necesită debite mari ale pompelor pentru a se putea asigura viteza minimă cerută pentru scoaterea la suprafață a rocii sfărîmate. În schimb, presiunea la care lucrează pompa este încă mică.

Odată cu adîncirea găurii, condițiile de funcționare ale pompelor se modifică. Terenul devine mai tare, spațiul inelar se micșorează. Presiunea pompei crește iar debitele se micșorează în cazul menținerii constante a puterii.

La alegerea pompelor de noroi pentru forajul la anumite adîncimi şi stabilirea condiţiilor de funcţionare ale acestora este extrem de greu să se ţină seama de variaţia tuturor acestor factori.

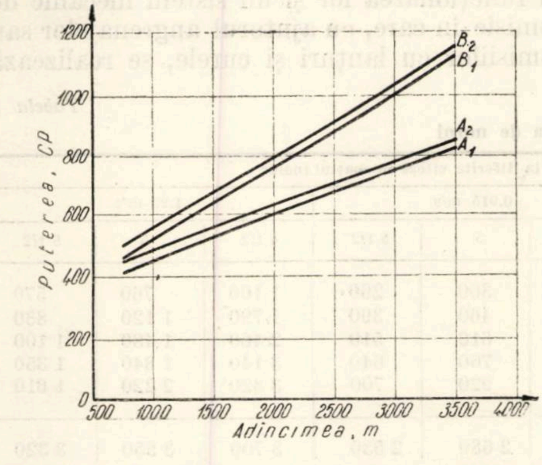


Fig. 3. Puterea consumată de pompa de noroi pentru forajul în terenuri moi şi mijlocii, cu sapa cu trei role, cu duze (tip hidromonitor).

În general, pompa de noroi şi puterea maximă necesară pentru acţionarea acesteia se determină din condiţia ca, la adîncimea maximă dorită, să se realizeze performanţe bune ale forajului, în ipoteza unui anumit teren şi a unui program de tubaj ales.

În diagramele din figurile 3 şi 4, [1] sînt redate puterile consumate de pompa de noroi pentru forajul la diferite adîncimi, în funcţie de natura terenului. În tabela 1 sînt trecute toate valorile parametrilor pentru care au fost trasate curbele din figurile 3 şi 4.

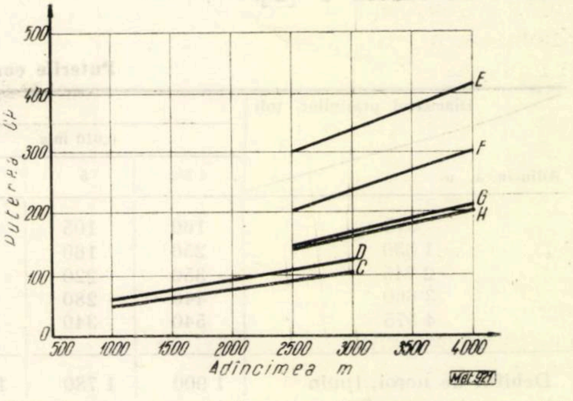


Fig. 4. Puterea consumată de pompa de noroi pentru forajul în terenuri tari şi foarte tari, cu sapă normală cu patru role, fără duze.

Curbele din figura 3 reprezintă forajul cu o sapă cu 3 role prevăzută cu duze pentru ieşirea jetului de noroi. Curbele din figura 4 se referă la forajul cu o sapă cu 4 role, fără duze.

Din compararea datelor, se observă că în cazul forajului cu sapa cu duze, la viteze mari ale jetului de noroi, puterile consumate de pompă sînt mult mai mari decît în cazul forajului cu sapa fără duze, unde viteza de ieşire a jetului este mult mai mică.

Tabela 1

Datele pentru trasarea curbelor de putere consumată de pompa de noroi pentru forajul la diferite adîncimi, cu diametrul găurii de 11″ = 280 mm

Curba de putere	Coloana de prăjini de foraj	Prăjini grele			Sapa		Viteza noroiului		Apăsarea pe sapă, kg	Debitul pompei, l/min	Adîncimea forată, m
		Diametrul exterior, ţoli	Diametrul interior, mm	Lungimea, m	Tipul	Numărul şi diametrul orificiilor	În orificiile sapei, m/s	În spaţiul inelar, m/s			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
A_1	5 9/16″	5 9/16	82	90	Cu lame	2×7/8″	59,0	1,0	10 000	2 800	1 000–3 500
A_2	5 9/16″	5 9/16	82	90	Cu 3 role	3×11/16″	64,6	1,0	10 000	2 800	1 000–3 500
B_1	5″	5 1/2	95,2	85	Cu lame	2×7/8″	68,0	1,0	10 000	2 800	1 000–3 500
B_2	5″	5 1/2	95,2	85	Cu 3 role	3×11/16″	67,0	1,0	10 000	2 800	1 000–3 500
C	5 9/16″	5 9/16	82	130	Cu 4 role	4×3/4″	20	0,95	15 000	1 350	1 000–3 000
D	5″	5 1/2	95,2	120	Cu 4 role	4×3/4″	21	0,95	15 000	1 350	1 000–3 000
E	4 1/2″	4 1/2	70	200	Cu 4 role	4×3/4″	23	0,5	18 000	1 550	2 500–4 000
F	4 1/2″	4 1/2	82	180	Cu 4 role	4×3/4″	23	0,5	18 000	1 550	2 500–4 000
G	3 1/2″	3 1/2	54	200	Cu 4 role	4×3/4″	23	0,5	18 000	1 550	2 500–4 000
H	3 1/2″	3 1/2	57,2	200	Cu 4 role	4×3/4″	23	0,5	18 000	1 550	2 500–4 000

În schimb, în cazul forajului cu viteze mari ale jetului, în același raport cu creșterea de putere consumată de pompă atît viteza de foraj cît și durata de funcționare a sapei cresc.

Alte date experimentale în legătură cu puterile consumate de pompele de noroi sînt redate în tabela 2 [2].

Tabela 2

Puterile consumate de pompa de noroi

Diametrul prăjinilor, țoli / Adîncimea, m	Puterea consumată la diferite viteze în spațiul inelar								
	0,610 m/s			0,915 m/s			1,22 m/s		
	4 1/2	5	5 1/2	4 1/2	5	5 1/2	4 1/2	5	5 1/2
915	160	105	80	460	300	260	1 100	760	570
1 830	250	160	130	750	460	390	1 790	1 120	830
2 745	350	220	180	1 050	610	510	2 460	1 480	1 100
3 660	440	280	230	1 350	760	640	3 140	1 840	1 350
4 575	540	340	280	1 640	920	700	3 820	2 220	1 610
Debitul de noroi, l/min	1 900	1 780	1 660	2 800	2 680	2 530	3 700	3 550	3 320

Se observă (tabela 2) că puterea necesară pentru antrenarea pompei crește considerabil o dată cu creșterea vitezelor noroiului în spațiul inelar, ceea ce se explică prin creșterea presiunii în funcție de pătratul vitezei de curgere a noroiului.

Aceste date experimentale, precum și altele existente în literatura de specialitate, vor putea sta la baza studiilor necesare pentru alegerea tipului și a performanțelor pompelor de noroi cu care trebuie prevăzute instalațiile de foraj proiectate pentru forajul la diferite adîncimi.

3. Acționarea pompelor de noroi

3.1. *Generalități*

În instalațiile moderne de foraj, acționate cu motoare Diesel, funcționarea simultană a pompelor de noroi și a mesei rotative se realizează fie de la mai multe unități motoare de aceeași putere, montate în paralel, fie de la grupuri separate care antrenează independent atît masa cît și pompele.

În cazul acționării ambilor consumatori de putere, de la mai multe unități montate în paralel, se utilizează două soluții constructive :

— Un număr mai mare de motoare (3—5), puterea maximă a unui motor fiind aproximativ egală cu puterea maximă necesară antrenării mesei rotative.

— Un număr mic de motoare (2—3), în care caz, la aceeași putere totală instalată, puterea maximă a unui singur motor este mai mare decît puterea maximă necesară antrenării mesei rotative.

Studiul avantajelor și dezavantajelor diferitelor soluții arătate precum și amănunte asupra schemelor cinematice impuse de condițiile optime de foraj, nu fac obiectul acestei lucrări. Indiferent de soluția constructivă adoptată, lanțul cinematic al transmisiei între motoarele Diesel și pompele de noroi cuprinde mai întîi un element elastic care protejează motoarele împotriva acțiunii șocurilor transmise de pompe în funcționarea lor și un sistem mecanic de transmisie în care, cu ajutorul angrenajelor sau transmisiilor cu lanțuri și curele, se realizează transformarea turațiilor și momentelor motoarelor Diesel la valorile cerute de funcționarea pompelor.

Elementul elastic al lanțului cinematic poate fi alcătuit :

— dintr-un cuplaj hidraulic (turboambreiaj) care nu modifică nici cuplul și nici turația transmisă decît în limite foarte restrînse ;

— dintr-un convertizor hidraulic de cuplu care modifică în limite largi turația și cuplul transmis.

Din punct de vedere al caracteristicilor de funcționare și al performanțelor maxime ale pompei de noroi există o diferență esențială între cazul acționării acesteia prin intermediul turboambreiajelor și cazul acționării prin convertizoare hidraulice de cuplu.

În figurile 5, 6 și 7 sînt redate schematic diferitele posibilități de acționare a pompelor de noroi și a mesei rotative în funcție de numărul și puterea motoarelor Diesel.

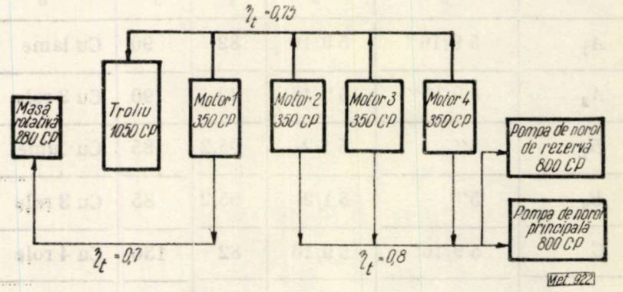


Fig. 5. Schema acționării independente a mesei rotative și a pompelor de noroi, într-o instalație de foraj pînă la 3 000—3 500 m adîncime.

Puterea totală instalată acoperă necesitățile forajului pînă la adîncimi de 3 000—3 500 m. Din examinarea schemelor din figurile 5, 6 și 7 se observă că din punct de vedere al puterii ce se poate transmite pompelor, există două cazuri posibile :

— Puterea maximă a motoarelor destinate pentru acționarea pompelor este egală cu puterea maximă cerută de pompe. Această situație se realizează în schema din figura 5.

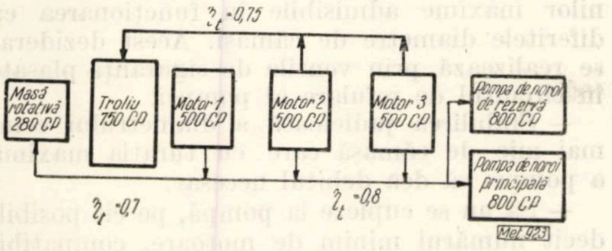


Fig. 6. Schema acționării simultane a mesei rotative și a pompelor de noroi într-o instalație de foraj pînă la 3 000—3 500 m adîncime.

— Puterea maximă a motoarelor destinate pentru acționarea pompelor este mai mare decît puterea maximă cerută de pompe. Această situație corespunde schemelor din figurile 6 și 7, cînd toate motoarele funcționează în paralel. În acest caz, acordarea cerințelor de funcționare a mesei cu cele ale pompei pune probleme speciale.

3.2. *Funcționarea pompei de noroi în cazul acționării prin intermediul turboambreiajelor*

a) *Cazul acționării independente a mesei rotative și a pompei de noroi.* În acest caz, așa cum s-a arătat, puterea maximă a motoarelor este egală cu puterea maximă cerută de pompe. Această situație corespunde și cazului în care pompa de noroi și motorul Diesel pentru acționare formează un grup independent motopompă. Funcționarea pompei de noroi și caracteristicile de debit și presiune sînt funcție de caracteristicile exterioare ale motorului Diesel, așa cum se arată în figura 8.

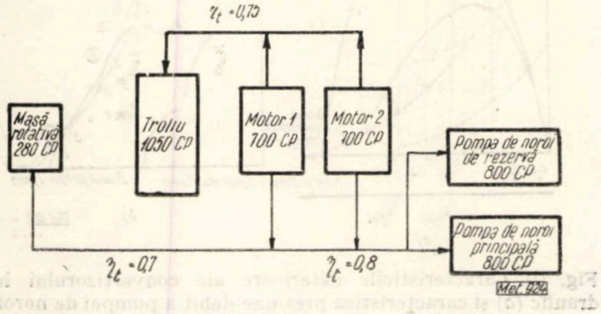


Fig. 7. Schema acționării simultane a mesei rotative și a pompelor de noroi, într-o instalație de foraj pînă la 3 000 — 3 500 m adîncime.

La începutul forajului, atunci cînd gaura are diametru mare, se cer debite mari ale pompei de noroi, presiunea fiind mică. Motorul Diesel va funcționa pe curba de putere corespunzînd turației maxime de funcționare în gol. Pompa cere o putere mică la presiune mică (punctele *1* și *1'*) și funcționează cu cămașa de cilindru de diametru maxim. Pe măsura adîncirii găurii, presiunea pompei crește, cuplul și puterea cerută de la motor crescînd și ele, automat, motorul funcționează pe curba de regulator, la turații ce scad ușor. Debitul pompei va scădea puțin, ca urmare a scăderii turației (punctele *2* și *2'*).

La o anumită adîncime forată, cuplul și puterea maximă a motorului Diesel vor fi determinate de presiunea în circuitul de noroi. Pompa de noroi va fi solicitată la cuplul maxim admisibil corespunzător acestei presiuni și diametrului maxim al pistonului nr. *1* (punctele *3* și *3'*).

În continuare, creșterea de presiune (adîncirea găurii) nu mai este posibilă cu aceeași cămașe a pompei deoarece, pe de o parte motorul nu mai are rezervă de cuplu și putere, iar pe de altă parte se suprasolicită pompa. Forajul poate fi continuat numai dacă se schimbă cămășile și pistoanele pompei cu altele de diametru mai mic. În această situație, cu noua cămașă, la presiunea maximă realizată cu cămașa precedentă pompa va da un debit mai mic, făcîndu-se un salt, puterea și cuplul cerute de la motor fiind și ele mai mici (punctele *4* și *4'*).

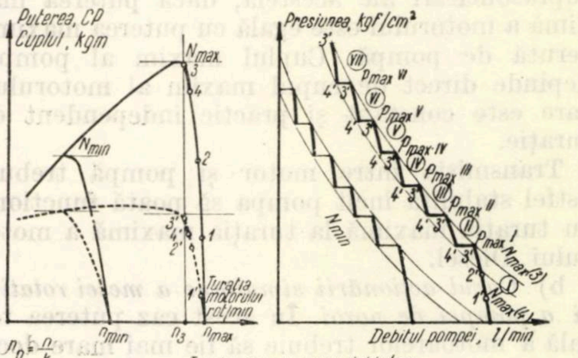


Fig. 8. Caracteristicile exterioare ale motorului Diesel (*a*) și caracteristica presiune-debit a pompei de noroi (*b*) :

N_{max} — puterea maximă a motorului Diesel; N_{min} — puterea minimă a motorului Diesel; *K* — raportul de demultiplicare a turației între motor și pompă; *I, II, III* etc. — domeniul de funcționare cu cămăși de cilindru cu diametrul din ce în ce mai mic.

Forajul poate continua, presiunea crescînd, pînă cînd se ating din nou puterea și cuplul maxim al motorului (punctele *3* și *3'*) dar la presiuni mai mari și debite și mai mici ale pompei, determinate de cămașa și pistonul nr. *2*. În continuare, fenomenul se repetă, motorul Diesel și pompa de noroi funcționînd în punctele *3—4* respectiv *3'—4'*. În diagrama pompei, aceste puncte sînt situate pe hiperbole de putere constantă.

Treptele de cămăși (diametrul și numărul lor) trebuie astfel alese încît la începutul intervalului de funcționare cu fiecare cămașă (punctul *4* și *4'*) puterea motorului să nu coboare sub o anumită limită, pentru a nu avea, un factor de utilizare prea scăzut al puterii.

În diagrama din figura 8 se arată că pompa — cuplată cu motorul Diesel — poate funcționa și pe curbe de putere corespunzătoare unor turații în gol mai mici, performanțele minime ale pompei de noroi corespunzînd funcționării motorului Diesel pe curba de putere și turație minimă.

În această situație, presiunile maxime admisibile pentru funcționarea cu fiecare pereche de piston și cămașă de cilindru corespund la debite mai mici ale pompei, determinate de micșorarea turației motorului Diesel.

În concluzie, la acționarea independentă a pompei de noroi direct de către motorul Diesel, prin turboambreiaj, nu apar probleme de suprasolicitări ale acesteia, dacă puterea maximă a motorului este egală cu puterea maximă cerută de pompă. Cuplul maxim al pompei depinde direct de cupul maxim al motorului, care este constant și practic independent de turație.

Transmisia între motor și pompă trebuie astfel stabilită încît pompa să poată funcționa cu turația maximă la turația maximă a motorului Diesel.

b) *Cazul acționării simultane a mesei rotative și a pompei de noroi.* În acest caz puterea totală a motoarelor trebuie să fie mai mare decît puterea maximă cerută de pompă. În diagrama din figura 9 se arată că, la turații ale motorului impuse de funcționarea cu anumite debite la pompă, va exista întotdeauna o rezervă de putere disponibilă pentru antrenarea mesei rotative.

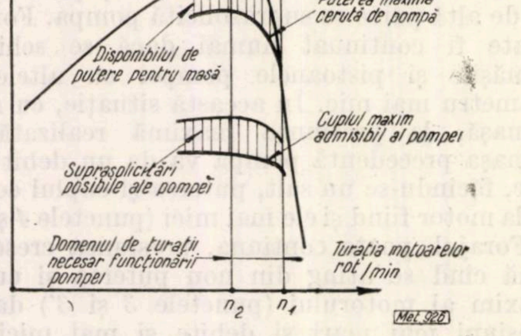


Fig. 9. Puterea disponibilă pentru antrenarea pompei de noroi în cazul acționării simultane a mesei rotative și a pompei de noroi de la mai multe motoare funcționînd în paralel.

Dacă în funcționarea ei masa rotativă nu consumă toată puterea disponibilă, deoarece puterea furnizată pompei nu mai este limitată în mod natural de către motoarele Diesel, ca în cazul precedent, există pericolul suprasolicitării pompei, mai ales prin creșteri mari ale cuplului care pot avea loc la demaraj. Pentru înlăturarea acestui neajuns sînt necesare o serie de măsuri în exploatare și anume:

— Evitarea cu orice preț a depășirii presiunilor maxime admisibile în funcționarea cu diferitele diametre de cămăși. Acest deziderat se realizează prin ventile de siguranță plasate în circuitul de refulare al pompei.

— Stabilirea judicioasă a diametrului celui mai mic de cămașă care cu turația maximă a pompei să dea debitul necesar.

— Să nu se cupleze la pompă, pe cît posibil, decît numărul minim de motoare, compatibil cu puterea cerută.

— Operațiile de cuplare și decuplare ale motoarelor cu pompa să se facă numai la turația de ralanti a motoarelor Diesel.

Din punct de vedere al caracteristicilor de funcționare ale pompei de noroi (diagrama presiune-debit) performanțele sînt aceleași ca cele analizate la cazul acționării independente a pompei, și nu apar probleme noi.

3.3. *Funcționarea pompei de noroi în cazul acționării prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu*

a) *Cazul acționării independente a mesei rotative și a pompei de noroi.* Datorită caracteristicilor exterioare ale convertizorului hidraulic de cuplu, diferite de caracteristicile motorului Diesel, funcționarea pompei de noroi și caracteristica presiune—debit a acesteia vor fi și ele diferite, așa cum rezultă din figura 10, în care s-au trasat caracteristicile corespunzătoare

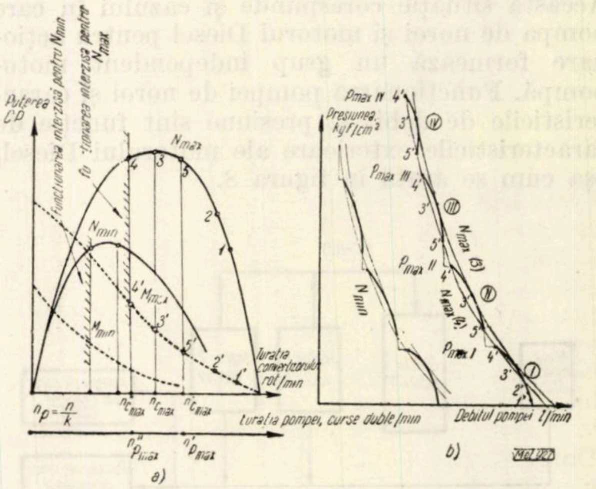


Fig. 10. Caracteristicile exterioare ale convertizorului hidraulic (*a*) și caracteristica presiune-debit a pompei de noroi: N_{max}, M_{max} — puterea și cuplul maxime ale convertizorului; N_{min}, M_{min} — puterea și cuplul minime ale convertizorului; K — raportul de demultiplicare a turației între convertizor și pompă; *I, II, III, IV* — domenii de funcționare cu cămăși de cilindru cu diametru din ce în ce mai mic.

funcţionării motorului Diesel la turaţiile maxime şi minime, în gol.

Diferenţa esenţială între funcţionarea pompei de noroi antrenate prin convertizor şi funcţionarea pompei antrenate prin turboambreiaje constă în faptul că cuplul la ieşirea din convetizor are valori rapid crescătoare în domeniul de turaţii la care puterea este aproape constantă şi egală cu puterea maximă, spre deosebire de motorul Diesel la care cuplul este practic constant în domeniul de turaţii în care puterea începe să scadă, după ce s-a atins valoarea maximă.

La începutul forajului, atunci cînd gaura are diametru mare şi presiunea în circuitul noroiului este mică, puterea şi cuplul transmis pompei au valori reduse (punctele *1, 1'* şi *2, 2'*). În diagrama de funcţionare a pompei, debitele vor avea valori maxime, iar curba de creştere a presiunii este mult mai puţin înclinată decît în cazul acţionării pompei direct de către motor.

Atunci cînd s-a atins puterea maximă la ieşirea din convertizor, cuplul nu are încă valoarea maximă. Ca urmare, la turaţii din ce în ce mai mici, dar la puteri care scad puţin, forajul poate continua pînă la atingerea presiunii maxime admisibile pentru diametrul respectiv al cămăşii de cilindru (punctele *4* şi *4'*). Raportul de transmisie între convertizor şi pompă trebuie astfel ales încît puterea maximă la turaţia (debitul) maximă a pompei să corespundă turaţiei de putere şi randament maxim al convertizorului ($n'_{c\,max}$ şi $\eta_{c\,max} = 0{,}83$). Deoarece cuplul corespunzător punctului *4* corespunde presiunii maxime admise pentru cămaşa cu diametrul cel mai mare, funcţionarea cu aceeaşi cămaşă de cilindru la turaţii ale convertizorului mai mici decît $n''_{c\,max}$ este interzisă, pentru a nu produce suprasolicitări în pompă. Pentru continuarea forajului la adîncimi mai mari, cămaşa nr. *1* se va schimba cu cămaşa nr. *2* de diametru mai mic. Cu noua cămaşă debitul pompei la presiunea maximă corespunzătoare cămăşii precedente, şi cuplul la ieşirea din convertizor vor fi mai mici (punctele *5* şi *5'*). Puterea este însă aceeaşi ca puterea din punctul *4*, foarte puţin mai mică decît puterea maximă corespunzătoare randamentului maxim. Forajul poate continua la presiuni din ce în ce mai mari pînă la atingerea din nou a cuplului maxim, cînd va trebui din nou schimbată cămaşa de cilindru. Datorită posibilităţii de funcţionare a pompei într-un domeniu mai larg de turaţii în care puterea şi randamentul convertizorului variază foarte puţin dar cuplul creşte considerabil, rezultă că în cazul antrenării prin convertizor a pompei de noroi, factorul de utilizare al puterii va fi mai bun decît în cazul acţionării prin turboambreiaje, iar numărul total de cămăşi ce trebuie schimbate pînă la adîncimea maximă forată va fi mai mic. În schimb, ţinînd seama de randamentul convertizorului, puterea totală instalată trebuie să fie mai mare (cu aproximativ 15%).

b) *Cazul acţionării simultane a pompei de noroi şi a mesei rotative de la motoarele Diesel funcţionînd în paralel.* În figura 11 este trasată curba care însumează puterile maxime la ieşirea din convertizor pentru toate motoarele instalaţiei. La turaţiile de funcţionare ale convertizorului determinate de debitele maxime necesare la pompă, puterea necesară pentru pompă este mult mai mică decît puterea totală instalată, restul fiind disponibil pentru acţionarea mesei.

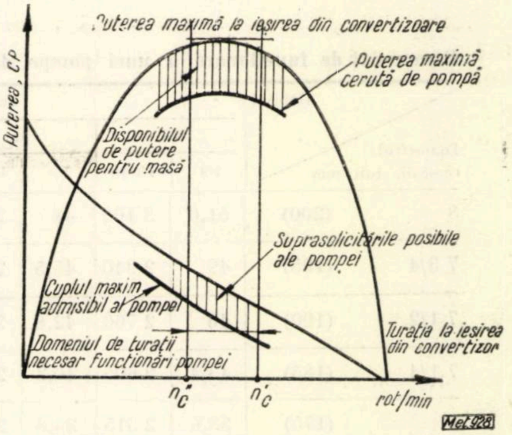


Fig. 11. Puterea disponibilă pentru antrenarea pompei de noroi în cazul antrenării simultane a mesei şi a pompei, prin convertizoare, de la mai multe motoare funcţionînd în paralel.

Spre deosebire de cazul acţionării independente a pompei de noroi, atunci cînd singura grijă era să nu funcţioneze sub o anumită turaţie pentru a nu intra în zona de cuplu maxim la convertizor şi la pompă, în acest caz pentru a evita suprasolicitările pompei chiar în domeniul normal al turaţiilor de funcţionare, trebuie avute în vedere aceleaşi măsuri enunţate la capitolul 3.2. b).

4. Analiza comparativă a avantajelor şi dezavantajelor acţionării pompelor de noroi din instalaţiile de foraj prin intermediul turboambreiajelor şi prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu

4.1. *Diagrama presiune-debit*

Pentru a putea ilustra cifric şi a stabili din punct de vedere calitativ şi cantitativ avantajele şi dezavantajele acţionării pompelor de noroi prin turboambreiaje şi prin convertizoare hidraulice de cuplu, se arată în continuare perfomanţele şi diagramele de funcţionare ale unei pompe de noroi destinate unei instalaţii de foraj pînă la 3 500 m adîncime, în cazul acţionării prin turboambreiaje direct de la motorul Diesel şi în cazul acţionării prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu.

a) *Determinarea principalilor parametri de funcționare a pompei.* Dacă se consideră că forajul pînă la 3 500 m adîncime se poate efectua cu prăjini de 5 9/16″ cu sapa cu 3 role cu duze (tip hidromonitor) suportînd apăsări de 10 000 kgf, rezultă (tabela 1 și diagrama din fig. 3) că pompa de noroi va consuma o putere maximă de circa 860 CP, iar debitele de noroi maxime sînt de ordinul 2 800—3 100 l/min.

Tabela 3

Parametrii de funcționare a unei pompe de noroi destinate pentru forajul pînă la 3 500 m adîncime *

Diametrul cămășii, țoli	mm	Turația sau numărul de curse duble: 70		65		60		50		40		Presiunea maximă kgf/cm²
	Debitul	1/s	1/min	1/s	1/min	1/s	1/min	1/s	1/min	1/s	1/min	
8	(200)	51,6	3 100	48	2 880	44,4	2 660	36,9	2 215	29,6	1 770	106
7 3/4	(195)	49	2 940	45,5	2 730	42	2 520	35	2 100	28	1 680	112
7 1/2	(190)	46	2 760	42,8	2 565	39,4	2 360	32,9	1 975	26,3	1 580	119
7 1/4	(185)	43,4	2 605	40,3	2 420	37,2	2 235	31,1	1 865	24,8	1 490	126
7	(175)	38,6	2 315	35,8	2 145	33	1 980	27,6	1 653	22	1 320	142,5
6 3/4	(170)	36,2	2 170	33,6	2 015	31	1 860	25,8	1 550	20,7	1 238	151,5
6 1/2	(165)	33,85	2 030	31,4	1 885	29	1 740	24,2	1 453	19,3	1 160	162
6 1/4	(160)	31,5	1 890	29,3	1 760	27,1	1 624	22,6	1 355	18,1	1 085	174
6	(155)	29,4	1 765	27,3	1 640	25,3	1 514	21,1	1 262	16,8	1 010	186,5
5 3/4	(145)	25,2	1 510	23,35	1 400	21,5	1 290	18	1 080	14,4	864	218
Puterea CP		860		800		740		616		490		

*) Tabela a fost calculată pe baza relațiilor (1) și (2) și pentru un randament al pompei $\eta_t = 0,85$.

Considerînd randamentul total al pompei $\eta_t = 0,85$, care rezultă socotind randamentul volumetric al pompei $\eta_v = 1$ și randamentul mecanic $\eta_m = 0,85$, se obține, conform relației (2), presiunea maximă de funcționare a pompei la debitul maxim de 3 100 l/min :

$$p_{max} = \frac{860 \times 60 \times 75 \times 0,85}{3,1 \times 10^4} = 106 \text{ kgf/cm}^2.$$

Presiunea și debitul maxim corespund funcționării pompei de noroi la turația maximă cu cămașa de cilindru și pistonul de diametru maxim.

Schimbînd cămășile de cilindru și pistoanele cu altele de diametru mai mic, pompa va funcționa la aceeași putere și turație cu debite mai mici și presiuni din ce în ce mai mari.

La turații mai mici ale pompei, cu aceeași gamă de cămăși și la aceleași presiuni maxime, pompa va funcționa la o putere mai mică dînd debite mai mici.

În tabela 3 și figura 12 sînt dați parametrii de funcționare ai pompei pentru turații cuprinse

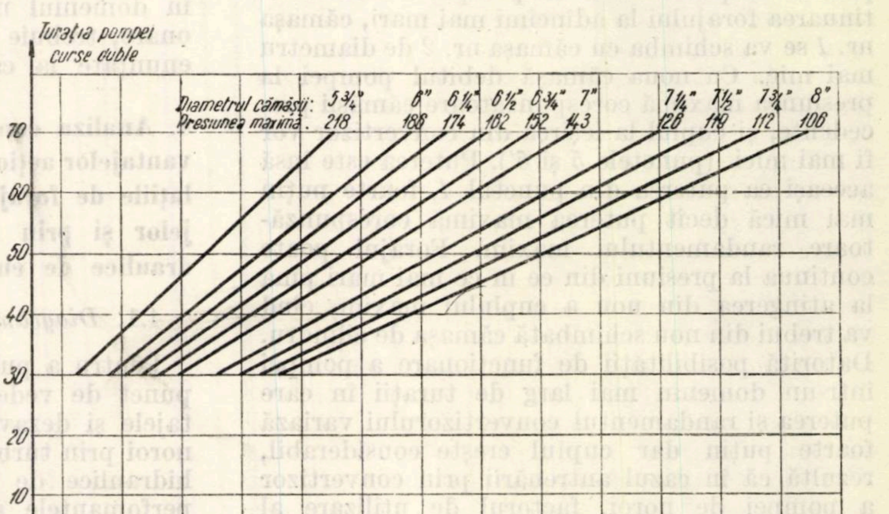


Fig. 12. Parametrii de funcționare ai unei pompe de noroi destinate forajului pînă la 3 000—3 500 m adîncime.

între 40 și 70 curse duble/min și cursa pistonului de 380 min.

b) *Caracteristica presiune-debit a pompei de noroi în cazul acționării prin intermediul turboambreiajelor.*

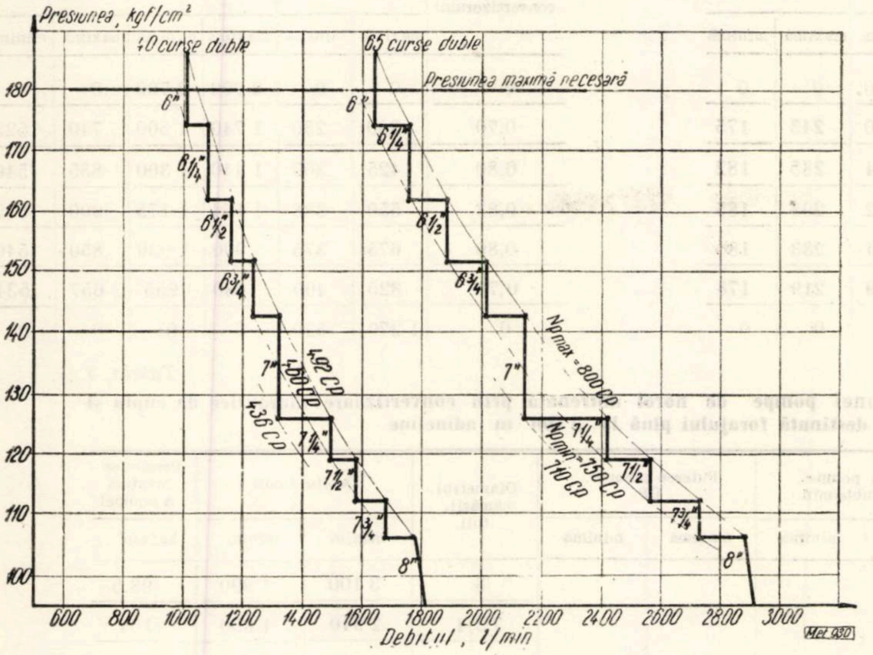


Fig. 13. Diagrama presiune-debit pentru o pompă de noroi de 800 CP antrenată prin turboambreiaje:

Puterea totală instalată pentru pompă $N_{t\,max} = 915$ CP;
Randamentul turboambreiajului $\eta = 0,96$;
Randamentul mecanic al transmisiei $\eta = 0,92$;
Puterea maximă la pompă $N_{p\,max} = 800$ CP;

$$\text{Factorul de utilizare a puterii } \Phi = \frac{N_{p\,max} + N_{p\,min}}{2N_{p\,max}}\ \varphi = \frac{800 + 750}{2 \times 800} = 0,97.$$

În figura 13 s-a trasat caracteristica presiune-debit considerînd că în domeniul funcționării cu o anumită mărime de cămașă presiunea crește la turație constantă, motorul funcționînd pe curba de regulator. Diagrama s-a limitat în porțiunea inferioară la presiunea maximă de funcționare cu cămașa cu diametrul cel mai mare, deoarece la presiuni mai mici debitele pompei nu pot crește decît foarte puțin, fiind limitate de turația maximă a motorului Diesel. În porțiunea superioară diagrama a fost limitată la presiunea maximă admisibilă în funcționarea cu cămașa de 6″, presiuni mai mari nefiind necesare nici chiar în cazul forajului cu turbina. Performanțele maxime ale pompei s-au stabilit pentru turația de 65 curse duble/min, debitele maxime realizate fiind suficiente chiar în cazul forajului cu turbina.

c) *Caracteristica presiune-debit a pompei de noroi în cazul acționării prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu.* Pentru a putea trasa diagrama presiune-debit se redau în tabela 4 caracteristicile la ieșirea dintr-un convertizor antrenat de un motor Diesel de 350 CP la 1300 rot/min. Valorile pentru cuplu și putere s-au luat de trei ori mai mari deoarece pentru a furniza puterea cerută de pompă sînt necesare trei grupuri de motoare Diesel. Pe baza acestei tabele se arată în diagrama din figura 14 curbele de putere la ieșirea din convertizoare și la intrarea în pompă, luîndu-se:

- randamentul convertizorului $\eta_c = 0,83$;
- randamentul transmisiei $\eta_m = 0,92$;
- raportul de demultiplicare al transmisiei $i_m = 1,835$;
- raportul de transmisie al pompei $i_p = 4,62$;
- raportul total de transmisie $i_t = i_m \times i_p = 8,46$.

Cu puterile și turațiile corespunzătoare domeniului de funcționare al pompei așa cum rezultă din diagrama din figura 14 s-au calculat în tabela 5 presiunile și debitele corespunzătoare funcționării pompei de noroi cu întreaga gamă de pistoane și cămăși stabilite în tabela 3.

Diagrama presiune-debit a pompei s-a trasat în figura 15 pe baza cifrelor calculate în tabela 5 și făcînd constatarea că gama de debite și presiuni

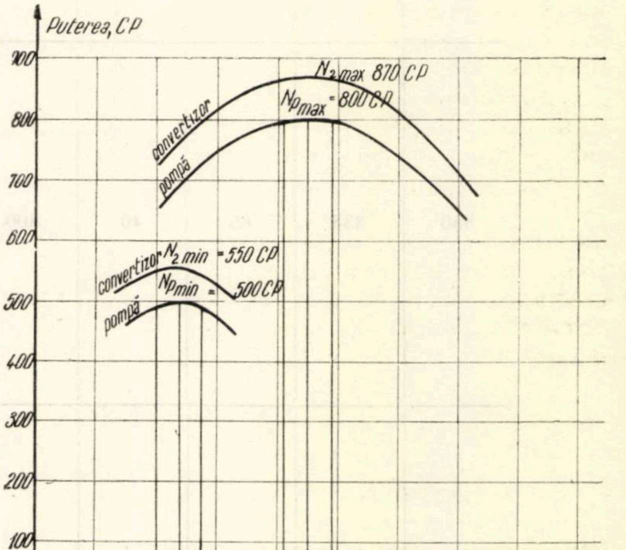


Fig. 14. Caracteristicile de putere la ieșirea din convertizor însumate pentru trei motoare de 350 CP la 1300 rot/min:

Randamentul convertizorului $\eta_c = 0,83$;
Randamentul transmisiei $\eta_t = 0,92$;
Raportul de transmisie între convertizoare și pompe $i = 8,46$.

Tabela 4

Caracteristicile exterioare ale unui convertizor hidraulic de cuplu antrenat de un motor Diesel de 350 CP la 1 300 rot/min

Pentru un grup motor — convertizor

Randamentul convertizorului	Turaţia n_2, rot/min		Cuplul M_2, kgm		Puterea N_2, CP	
	maximă	minimă	maxim	minim	maximă	minimă
0	0	0	930	930	0	0
0,70	300	250	580	500	243	175
0,80	425	300	480	434	285	182
0,83	550	338	388	392	298	185
0,80	675	375	300	344	283	180
0,70	825	400	190	319	219	178
0	1 270	520	0	0	0	0

Pentru trei grupuri motor – convertizor

Randamentul convertizorului	Turaţia n_2 rot/min		Cuplul M_2, kgm		Puterea N_2, CP	
	maximă	minimă	maximă	minimă	maximă	minimă
0	0	0	2 790	2 790	0	0
0,70	300	250	1 740	1 500	740	525
0,80	425	300	1 440	1 300	855	546
0,83	550	338	1 164	1 175	900	555
0,80	675	375	900	1 030	850	540
0,70	825	400	480	955	657	534
0	1 270	520	0	0	0	0

Tabela 5

Parametrii de funcţionare a unei pompe de noroi antrenată prin convertizoare hidraulice de cuplu şi destinată forajului pînă la 3 500 m adîncime

Turaţia convertizorului, rot/min		Turaţia pompei, curse duble/min		Puterea pompei, CP		Diametrul cămăşii, ţoli	Debitul l/min		Presiunea maximă a pompei
maximă	minimă	maximă	minimă	maximă	minimă		maxim	minim	kgf/cm²
590	378	70	45	790	490	8	3 100	1 990	98,5
						7 3/4	2 940	1 890	104
						7 1/2	2 760	1 770	111
						7 1/4	2 605	1 675	117
						7	2 315	1 485	132
						6 3/4	2 170	1 393	141
						6 1/2	2 030	1 305	150
						6 1/4	1 890	1 220	162
						6	1 765	1 135	173
550	338	65	40	800	500	8	2 880	1 770	107
						7 3/4	2 730	1 680	113
						7 1/2	2 565	1 580	120
						7 1/4	2 420	1 490	128
						7	2 145	1 320	144
						6 3/4	2 015	1 238	154
						6 1/2	1 885	1 160	164
						6 1/4	1 760	1 085	176
						6	1 640	1 010	189
510	300	60	37	790	490	8	2 660	1 640	115
						7 3/4	2 520	1 555	121
						7 1/2	2 360	1 460	129
						7 1/4	2 235	1 376	137
						7	1 980	1 222	154
						6 3/4	1 860	1 146	164
						6 1/2	1 740	1 075	175
						6 1/4	1 624	1 000	188
						6	1 514	933	200

necesare în funcţionarea pompei de noroi se poate acoperi utilizînd numai 4 diametre de pistoane şi cămăşi de cilindru.

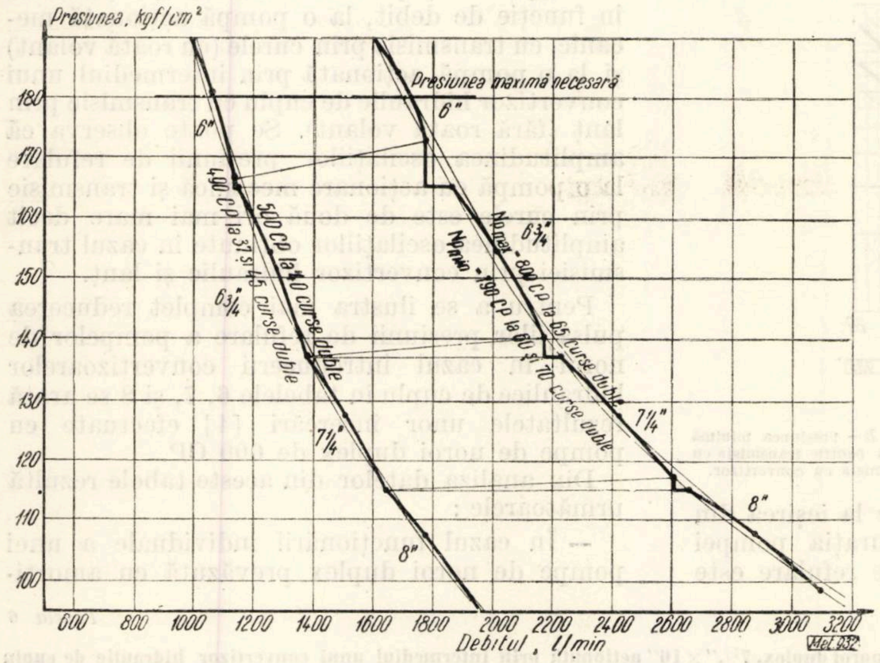


Fig. 15. Diagrama presiune-debit pentru o pompă de noroi de 800 CP antrenată prin convertizoare hidraulice de cuplu :

Puterea totală instalată necesară pentru pompă $N_{t\,max} = 1\,050$ CP ;
Randamentul convertizorului în domeniul de funcţionare a pompei $\eta_c = 0{,}83$;
Randamentul mecanic al transmisiei $\eta_m = 0{,}92$;
Puterea maximă la pompă $N_{p\,max} = 800$ CP ;

$$\text{Factorul de utilizare a puterii } \varphi = \frac{N_{p\,max} + N_{p\,min}}{2N_{p\,max}} = \frac{800 + 790}{2 \times 800} = 0{,}995.$$

d) *Compararea rezultatelor.* Din examinarea diagramelor presiune-debit pentru cazul acţionării pompei de noroi prin intermediul turboambreiajelor şi prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu, rezultă următoarele :

Modul de acţionare a pompei / Caracteristica	prin turboambreiaj	prin convertizor
Puterea totală instalată, CP	915	1 050
Randamentul total al transmisiei între motor şi pompă, inclusiv turboambreiajul sau convertizorul	0,88	0,760
Factorul de utilizare a puterii	0,97	0,995
Numărul de cămăşi necesare în funcţionarea pompei	9	4
Debitul maxim ce se poate realiza la începutul forajului cînd presiunea este mică, l/min	2 900 – 2 950	3 100 – 3 200
Variaţia debitului în funcţie de presiune	Discotinuă	Continuă

Factorul de utilizare a puterii reprezintă puterea medie de funcţionare a pompei în domeniul de utilizare a unei cămăşi, raportată la puterea maximă de funcţionare a pompei. Valorile gradului de utilizare a puterii se menţin dacă pompele lucrează cu toate cămăşile indicate (nouă în cazul turboambreiajului şi patru în cazul convertizorului). Practic sînt mai multe şanse de a nu avea întotdeauna pregătite pentru exploatare toate cămăşile prevăzute la transmisia cu turboambreiaj, deci gradul de utilizare al puterii va mai scădea la acesta. Acest grad de utilizare a fost calculat în ipoteza unei medii aritmetice. Practic, pentru a stabili cu exactitate gradul de utilizare a puterii pompelor, ar trebui ca în timpul forajului unei sonde să se înregistreze tot timpul parametrii pompelor de noroi şi să se construiască apoi o diagramă în care să se arate cît la sută din timpul de foraj s-au folosit diferite puteri ale pompelor. Dacă aceste măsurători se efectuează la mai multe sonde se pot obţine valori care vor arăta mai exact valoarea gradului de utilizare a puterii pompelor în cazul utilizării convertizoarelor.

4.2. *Reducerea pulsaţiilor presiunii pompelor de noroi*

Prin introducerea convertizoarelor hidraulice de cuplu la acţionarea pompelor de noroi se realizează reducerea pulsaţiilor presiunii de refulare. Se ştie că la pompele cu piston viteza de deplasare a pistonului variază după o sinusoidă, atunci cînd viteza unghiulară a manivelei este constantă. Variaţiile de debit provoacă oscilaţia presiunii de refulare, aceasta depinzînd de numărul de cilindri ai pompei, de turaţia pompei, de viteza de deplasare a pistonului şi de raportul între lungimea tijei şi lungimea cursei.

Dacă viteza unghiulară a manivelei ar putea fi micşorată atunci cînd presiunea este maximă şi mărită atunci cînd presiunea este minimă, s-ar uniformiza debitul, deci s-ar micşora pulsaţiile.

Transmisiile mecanice nu pot realiza o astfel de variaţie a vitezei unghiulare a manivelei şi prin urmare toate pulsaţiile ce se produc la refularea din pompă sînt transmise motorului Diesel de antrenare.

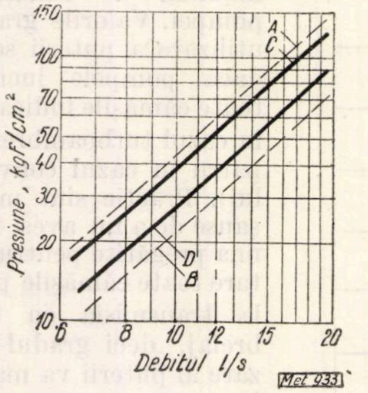


Fig. 16 :

A – presiunea maximă pentru transmisia mecanică ; *B* – presiunea minimă pentru transmisia mecanică ; *C* – presiunea maximă pentru transmisia cu convertizor ; *D* – presiunea minimă pentru transmisia cu convertizor.

Montarea unui convertizor hidraulic de cuplu între motorul Diesel de antrenare și pompa de noroi va permite ca, prin variația automată a cuplurilor și turațiilor realizate la ieșirea din convertizor, să se micșoreze turația pompei de noroi atunci cînd presiunea de refulare este maximă și să se mărească turația pompei atunci cînd presiunea este minimă ; în tot acest timp turația motorului rămîne constantă.

În figura 16 [3] este arătată oscilația presiunii în funcție de debit, la o pompă acționată mecanic, cu transmisie prin curele (cu roată volant) și la o pompă acționată prin intermediul unui convertizor hidraulic de cuplu cu transmisie prin lanț (fără roată volant). Se poate observa că amplitudinea oscilațiilor presiunii de refulare la o pompă cu acționare mecanică și transmisie prin curele este de două ori mai mare decît amplitudinea oscilațiilor obținute în cazul transmisiei prin convertizor hidraulic și lanț.

Pentru a se ilustra mai complet reducerea pulsațiilor presiunii de refulare a pompelor de noroi în cazul introducerii convertizoarelor hidraulice de cuplu în tabelele 6, 7, și 8 se arată rezultatele unor încercări [4] efectuate cu pompe de noroi duplex de 600 CP.

Din analiza datelor din aceste tabele rezultă următoarele :

— În cazul funcționării individuale a unei pompe de noroi duplex prevăzută cu amorti-

Tabela 6

Pulsațiile de presiune ale unei pompe de noroi duplex, $7^1/_4'' \times 16''$ acționată prin intermediul unui convertizor hidraulic de cuplu

Nr. crt.	Felul transmisiei și modul de amortizare a pulsațiilor pompei	Presiunea de refulare, kgf/cm²			Variația totală a presiunii de refulare, %	Turația pinionului pompei, rot/min			Variația totală a turației pinionului, %	Diametrul cămășii, țoli	Numărul de curse duble pe minut
		Maximă	Minimă	Medie		Maximă	Minimă	Medie			
1	Transmisie cu lanț. Pompa fără amortizor de pulsații	104	55	84	58,5	199	139	169	35,5	7	36
2	Transmisie cu lanț. Pompa cu amortizor de pulsații la 35 kgf/cm²	76	69	73	9,65	160	130	145	20,7	7	31
3	Transmisie prin curele. Pompa fără amortizor de pulsații	92	42	70	72	191	181	186	5,4	6 1/2	39,5
4	Transmisie prin curele. Pompa cu amortizor de pulsații 35 kgf/cm²	90	71	81	22,5	181	177	179	2,23	6 1/2	38

Tabela 7

Pulsațiile de presiune a două pompe de noroi duplex $7^1/_4'' \times 16''$ funcționînd în paralel, acționate de motoare Diesel separate, prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu

Nr. crt.	Felul transmisiei și modul de amortizare a pulsațiilor pompelor	Presiunea de refulare, kgf/cm²					Variația presiunii de refulare, %		Turația pinionului pompelor, rot/min					Variația turației pinionului, %		Diametrul cămășii, țoli	Numărul de curse duble pe minut
		Maximă înaltă	Minimă joasă	Maximă joasă	Minimă înaltă	Medie	Maximă	Minimă	Maximă înaltă	Minimă joasă	Maximă joasă	Minimă înaltă	Medie	Maximă	Minimă		
1	Transmisie cu lanț. Pompa cu amortizor de pulsații la 35 kgf/cm²	59	29,5	50,5	38	44	67	29	295	270	286	279	282	8,9	2,5	7	60
2	Transmisie prin curele. Pompa cu amortizor de pulsații la 35 kgf/cm²	59	29,5	50,5	38	44	67	29	—	—	—	—	282	—	—	6 1/2	60

În cazul îndepărtării amortizoarelor de pulsații, variația de presiune a crescut între 78 și 86%.

Tabela 8

Pulsațiile de presiune a două pompe de noroi duplex $7^1/_4'' \times 16''$ funcționînd în serie, acționate de motoare Diesel separate, prin intermediul convertizoarelor hidraulice de cuplu

Nr. crt.	Felul transmisiei și modul de amortizare a pulsațiilor pompei	Presiunea de refulare, kgf/cm²			Variația totală a presiunii de refulare, %	Turația pinionului pompei, rot/min			Variația totală a turației pinionului, %	Diametrul cămășii, țoli	Numărul de curse duble pe minut
		Maximă	Minimă	Medie		Maximă	Minimă	Medie			
1	Transmisie cu lanț. Pompa cu amortizor de pulsații la 52,5 kgf/cm²	68,5	55,5	63	21	222	163	194	30,4	7	41
2	Transmisie prin curele. Pompa cu amortizor de pulsații la 87,5 kgf/cm²	143	122	130	16	237	229	233	3,4	6 1/2	49,5

Pompa antrenată prin lanț a funcționat la joasă presiune, iar cea antrenată prin curele trapezoidale a funcționat la înaltă presiune.

zoare de pulsație și acționate prin convertizor hidraulic cu transmisie cu lanț, s-a obținut o variație totală a presiunii de refulare de 9,65%. La aceeași pompă acționată tot prin convertizor hidraulic însă printr-o transmisie prin curele, variația totală a presiunii de refulare a fost de 22,5%. Pin urmare în cazul acționării pompei prin intermediul convertizoarelor hidraulice, transmisia cu lanț reduce pulsațiile presiunii de refulare, lanțul dă posibilitate transmiterii imediate la pompă a întregii elasticități a convertizorului hidraulic. Aceasta se datorează faptului că se realizează o variație a turației pinionului pompei convenabilă reducerii pulsațiilor. Transmisia prin curele trapezoidale dă momente de inerție mari, care împiedică transmiterea completă și imediată la pompă a efectului de elasticitate al convertizorului hidraulic, turația pinionului pompei fiind constantă.

— La montarea a două pompe duplex în paralel, acționate de la motoare Diesel separate prin intermediul convertizoarelor hidraulice, avînd cămăși diferite (una fiind antrenată prin lanț iar alta prin curele trapezoidale), se obțin pulsații de presiune mai mari decît în cazul funcționării individuale a pompei acționată tot prin convertizor hidraulic.

În cazul funcționării în paralel s-a obținut o variație ciclică a presiunii de refulare cu maxime și minime înalte și joase.

Prin urmare, pentru ca pompele de noroi să funcționeze în paralel cu pulsații minime, se recomandă ca să se folosească pe cît posibil pompe care au aceeași lungime de cursă și aceleași cămăși și ca ambele să fie antrenate cu lanț.

— În cazul montării în serie a celor două pompe duplex, acționate de la motoare Diesel separate, prin intermediul convertizoarelor hidraulice, cea antrenată cu lanț lucrînd la joasă presiune și cea antrenată prin curele la înaltă presiune, s-a obținut o caracteristică de refulare destul de lină, luîndu-se în considerare valoarea presiunii totale dezvoltate ; se constată deci că pompele duplex acționate prin convertizor pot funcționa în bune condiții în montajul serie.

La funcționarea în serie trebuie scos în evidență faptul că convertizorul hidraulic permite pompei de joasă presiune să-și modifice turația în concordanță cu cerințele de aspirație ale pompei de înaltă presiune. Se precizează că punerea în funcționare a celor două pompe în serie este foarte ușoară, repartiția încărcării pe cele două pompe făcîndu-se după dorință, prin repartiția corespunzătoare a presiunii, ceea ce se realizează prin comanda individuală a accelerației celor două motoare Diesel, putînd repartiza pe motoare orice sarcină dorită.

Toate probele indicate în tabelele 6, 7 și 8 [4] au fost făcute cu apă.

Prin introducerea convertizoarelor hidraulice și reducerea pulsațiilor de presiune, se realizează lungimea duratei de funcționare a pompei de noroi (atît partea de transmisie cît și cea hidraulică) a motoarelor Diesel și a elementelor de transmisie. Prezența convertizoarelor hidraulice dă posibilitate să se introducă în bune condiții transmisia cu lanț. Transmisia directă cu lanț, — fără transmisii hidrodinamice — ar lipsi de elasticitate legătura dintre motoarele Diesel și pompe, fapt ce ar duce la repercusiuni serioase asupra durabilității acestor agregate.

Concluzii

Lucrarea a scos în evidență în special modul de comportare a pompelor de noroi acționate prin covertizoare hidraulice de cuplu.

Avantajele introducerii acestora în acționarea pompelor de noroi sînt următoarele :

Creșterea gradului de utilizare a puterii motoarelor, aceasta rezultînd și din aceea că se poate realiza o variație continuă a debitului și presiunii, spre deosebire de transmisiile mecanice unde această variație este în trepte. Aceasta înseamnează un surplus de putere hidraulică la pompă, ceea ce se traduce prin debite sporite, deci prin creșterea vitezei de foraj.

Asigură pompelor elasticitatea necesară în timpul forajului, rezolvînd prompt situațiile grele. Există cazuri de modificare bruscă a condițiilor de pompare a noroiului, cînd debitul scade aproape la zero sau cînd trebuie mărit. Scăderea bruscă a debitului și realizarea de presiuni înalte sînt necesare atunci cînd apar perturabații ca : formarea de manșoane și prinderea garniturii. Creșterea bruscă a debitului este necesară în caz de pierdere a circulației.

Cînd aceste perturbații pot fi rezolvate imediat — datorită intervenției prompte a pompei — indicii de foraj pot fi îmbunătățiți, adică vitezele comerciale de foraj cresc datorită evitării avariilor.

Reducerea gamei de cămăși și pistoane necesare în timpul forajului. Datorită convertizorului se pot realiza debitele și presiunile necesare, cu un număr minim de mărimi de cămăși și pistoane.

Reducerea pulsațiilor presiunii de refulare a pompei; prin aceasta se îmbunătățesc solicitările la oboseală a pompelor, a motoarelor Diesel și a transmisiilor, ceea ce înseamnă mărirea duratei de funcționare a acestora.

Reducerea pulsațiilor atrage după sine și folosirea mai bună a puterii hidraulice.

Oferă siguranță în funcționare în timpul forajului, deoarece dacă se întîmplă să se defecteze unul dintre motoarele de antrenare, pompa poate — datorită elasticității convertizorului — să funcționeze în condiții satisfăcătoare și cu puteri mai mici, fapt ce nu este atît de ușor de realizat în cazul unei transmisii mecanice.

Asigurarea fără dificultate a funcționării în serie a pompelor de noroi, realizîndu-se o caracteristică de refulare lină, și o ușoară repartiție a sarcinilor pe cele două pompe.

Dezavantajele utilizării convertizorului hidraulic la antrenarea pompelor de noroi sînt următoarele :

Creșterea consumului de combustibil la motor, datorită randamentului convertizorului.

Utilarea cu motoare de putere mai mare cu 15% decît în cazul transmisiilor prin turboambreiaj.

Diferența de preț de cost dintre transmisia mecanică și cea cu convertizor.

Datorită avantajelor aduse de convertizoare constructorii de pompe vor fi de acord cu mărirea curselor pe minut, luînd măsuri pentru evitarea cavitației. Acest lucru se poate realiza prin supraalimentarea pompelor.

Creșterea numărului de curse la pompele de noroi va îmbunătăți parametrii hidraulici ai pompelor asigurîndu-se astfel creșterea vitezei de foraj. În acest domeniu se simte lipsa unor lucrări de cercetare care să scoată în mod științific în evidență efectul supraalimentării pompelor de noroi.

Pentru a se scoate în evidență unele avantaje ale funcționării dinamice a pompelor de noroi, acționate prin convertizoare hidraulice, vor trebui efectuate lucrări de cercetare asupra regimurilor stabile de funcționare a pompelor precum și asupra regimurilor tranzitorii de funcționare. În urma unor analize comparative se vor putea scoate în evidență, calitativ și cantitativ, unele avantaje economice care astăzi încă nu sînt suficient de conturate. De asemenea, prin urmărirea în exploatare pe timp mai îndelungat (pe cale statistică) se vor putea scoate la iveală unele economii aduse de prelungirea duratei de funcționare a acestor agregate, datorită prezenței convertizoarelor hidraulice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Prikel, G. *Tiefbohrgeräte* Springer — Verlag 1957.

[2] Oberg, C. H. World oil — iulie 1950.

[3] Osipov, K. G. *Turboperedaci burovih ustanovok.* Moskva, 1960.

[4] Shiels, G. *Dynamic principles of mud pumps opration using torque converter drive.* Drilling Magazine November, 1945.

[5] Peligrad, N. *Convertizoare hidraulice de cuplu folosite în instalațiile de foraj.* M.M.C.M. Buletinul Institutului Tehnologic pentru Construcții de Mașini și Electrotehnice nr. 1 — 2, 1961

CZ 631.3.004.69

Din ultimele realizări ale uzinei ,,Semănătoarea'' în domeniul modernizării mașinilor agricole

Ing. EUGEN CONSTANTINESCU
Uzina ,,Semănătoarea''

Îmbunătățirea calității și modernizarea produselor precum și proiectarea și însușirea fabricației produselor noi la nivelul tehnicii mondiale constituie o preocupare permanentă a colectivului de muncă al uzinei ,,Semănătoarea''.

*

Printre realizările mai importante din ultimul timp ale uzinei ,,Semănătoarea'' în domeniul modernizării produselor se numără și *cositoarea purtată modernizată* CPM 2,1, care a rezultat din reproiectarea vechii cositori purtate CP 2,1 fabricată pînă în prezent.

Cositoarea purtată CP 2,1 (fig. 1), deși dădea rezultate foarte bune în exploatare, prezenta o serie de deficiențe — atît constructive cît și funcționale — și anume :

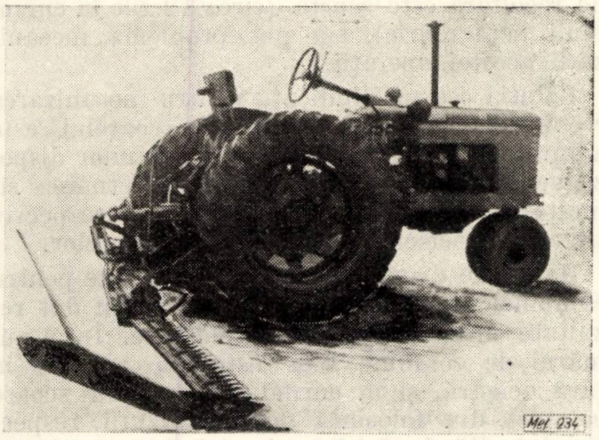


Fig. 1. Cositoarea purtată CP 2,1 montată pe tractor.

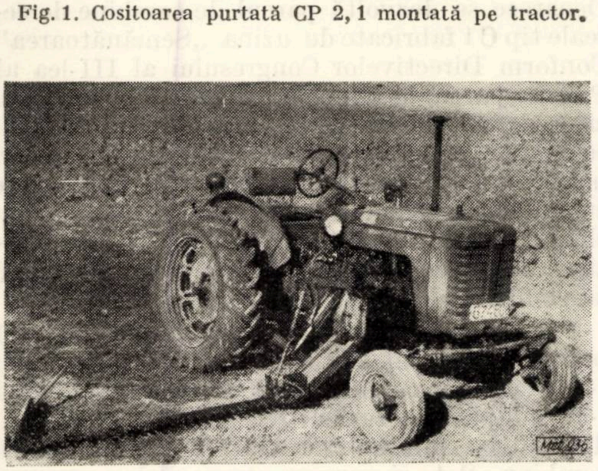


Fig. 2. Cositoarea purtată modernizată CPM 2,1 montată pe tractor.

— fiind plasată în spatele tractorului (fig. 1) tractoristul trebuia să depună un efort și o atenție mai mare pentru supravegherea funcționării și evitarea accidentelor în funcționare ; atenția era distribuită între supravegherea funcționării cositorii, în spatele tractorului și înaintarea agregatului paralel cu lanul de recoltat, ceea ce necesita din partea tractoristului o încordare care îl obosea după scurt timp ;

— fiind plasată în spatele tractorului, era necesar să se elimine bara de tracțiune a tractorului ceea ce împiedica remorcarea simultană a unei alte mașini (de exemplu mașina de strivit fîn sau o remorcă) ;

— sistemul de suspendare în spatele tractorului fiind foarte greoi, operația de montare sau demontare a cositorii de pe tractor era dificilă ; acest sistem de suspendare în consolă, făcîndu-se prin intermediul unor suporți din corniere sudate, ducea la un consum ridicat de metal.

Colectivul de proiectare al uzinei ,,Semănătoarea'', urmărind pe teren modul în care se comporta vechiul tip de cositoare, a constatat deficiențele semnalate și — în urma unor studii — a ajuns la concluzia că prin schimbarea poziției de montare a cositorii pe tractor din spate în poziția laterală dreapta pe mijlocul tractorului, aceste deficiențe pot fi eliminate.

Pe baza acestor studii s-au făcut o serie de încercări constructive și s-au realizat în final două variante de cositori purtate modernizate. Cele două variante, de altfel foarte asemănătoare din punct de vedere constructiv, au fost încercate comparativ în campania de recoltare și au dat rezultate bune în egală măsură. Deosebirea între cele două variante se referă numai la sistemul de prindere pe tractor și poziția excentricului.

Încercările în campania de recoltare s-au făcut în colaborare cu Institutul de cercetări pentru mecanizarea agriculturii, obținîndu-se rezultate foarte bune în ceea ce privește indicii de exploatare.

În urma încercărilor a fost avizată una din cele două variante, trecîndu-se la pregătirea fabricației și la execuția lotului serie zero, care s-a livrat la începutul anului în curs.

Cositoarea purtată modernizată CPM 2,1 (fig. 2) cuprinde următoarele ansambluri principale :

— Aparatul de tăiere propriu-zis și cu limitatorul de brazdă care sînt identice cu cele de la vechea cositoare, avînd unele mici modificări constructive pentru eliminarea unor deficiențe (rupturi și deformări) constatate în exploatare.

— Dispozitivul de prindere pe tractor, care leagă — printr-un sistem de două articulații — aparatul de tăiere al cositorii de șasiul tractorului. Pe acest dispozitiv se găsește și excentricul cu lagărele sale, care transmite mișcarea la cuțitul aparatului de tăiere prin intermediul unei biele de lemn, precum și sistemul de reglare a înclinării aparatului de tăiere față de sol.

— Mișcarea se transmite la excentric de la priza de putere din spatele tractorului, prin intermediul unei curele trapezoidale și al unui ax cardanic. Șaiba de curea trapezoidală, care se montează pe priza de putere a tractorului, este prevăzută cu un ax canelat, prin care se poate eventual transmite mișcarea la o altă mașină remorcată în spatele tractorului.

— Pentru ridicarea rapidă de la sol a aparatului de tăiere, cositoarea purtată modernizată este prevăzută cu posibilitatea montării unui cilindru hidraulic care este alimentat de la instalația hidraulică a tractorului.

Avantajele cositorii purtate modernizate CPM 2,1 față de vechea cositoare purtată CP 2,1 sînt incontestabile, iar experimentările pe teren au confirmat pe deplin aceste avantaje.

Astfel noua cositoare CPM 2,1, fiind plasată pe mijlocul tractorului lateral în dreapta, este în permanență sub supravegherea tractoristului, care poate urmări cu ușurință simultan atît aparatul de tăiere în funcționare cît și înaintarea tractorului paralel cu lanul de recoltat.

De asemenea, partea din spate a tractorului rămîne degajată, cu bara de tracțiune montată ceea ce permite remorcarea unei alte mașini sau remorci, fără demontarea cositorii de pe tractor, iar axul canelat prevăzut la șaiba de curea montată pe axul prizei de putere permite antrenarea simultană, a mașinii ce este remorcată de tractor. În acest fel s-a dat posibilitatea utilizării mai raționale a puterii disponibile a tractorului, cositoarea singură consumînd numai o parte din această putere.

Astfel, pentru un tractor de 45 CP la motor, considerînd că se lucrează la cosit cu viteza de circa 7 km/h și ținînd seama de randamentul transmisiei la roțile de transport ale tractorului și la priza de putere, precum și de puterea consumată pentru autodeplasarea tractorului, rezultă că puterea disponibilă la priza de putere este de circa 25—30 CP față de consumul de putere al cositorii purtate, care este de circa 4—6 CP. Disponibilul de putere poate fi utilizat în cazul cositorii modernizate pentru remorcarea și antrenarea unei alte mașini agricole, care să lucreze în agregat cu tractorul și cositoarea, de exemplu, o mașină de adunat și transportat, care adună din brazdă materialul cosit și îl transportă într-o remorcă, sau o mașină de strivit cu valțuri care să strivească materialul cosit și lăsat în brazdă de către cositoare (materialul cosit și strivit și apoi lăsat în brazdă se usucă mai repede și mai uniform, ceea ce prezintă o serie de avantaje din punct de vedere agrozootehnic).

Un alt avantaj deosebit de important al cositorii purtate modernizate CPM 2,1 față de cositoare veche CP 2,1 constă în aceea că, fiind plasată lateral pe tractor, se montează și se demontează foarte ușor, greutatea netă fiind redusă cu 40% prin eliminarea sistemului de suspendare din spatele tractorului. Prin reducerea greutății nete a cositorii modernizate la 193 kg față de 312 kg se poate realiza o economie de metal de circa 120 tone pentru fiecare 1 000 de cositori fabricate.

O altă realizare importantă din ultimul timp a uzinei „Semănătoarea" este *Dispozitivul pentru recoltat floarea soarelui cu combina C 1*.

Recoltarea culturilor de floarea soarelui se face în mod obișnuit manual, culegîndu-se capitulele plantelor prin tăiere, iar separarea și selectarea boabelor din capitule se realizează prin treerare cu ajutorul batozei sau al combinei la staționar.

Datorită faptului că la operația de recoltare manuală a capitulelor de floarea soarelui se consumă un volum de muncă foarte important (circa 120 h om/ha), iar perioada optimă de recoltare este scurtă (circa 12 zile în cursul lunii septembrie), s-a pus problema mecanizării acestei operații.

Soluția cea mai indicată pentru mecanizarea recoltării culturilor de floarea soarelui este adaptarea la combina de cereale a unor dispozitive speciale care să permită efectuarea simultană a recoltării capitulelor și respectiv treierarea, selectarea și sortarea semințelor.

Astfel de dispozitive au fost realizate pentru combinele autopropulsate S-4, care au dat rezultate mulțumitoare în exploatare. Însă numărul de combine S-4 este foarte redus în țara noastră, și în curînd urmează a fi scoase complet din folosință datorită uzurii, respectiv datorită depășirii perioadei de amortizare. Deoarece se dezvoltă parcul de combine de cereale tip C1 fabricate de uzina „Semănătoarea" Conform Directivelor Congresului al III-lea al P.M.R. parcul la sfîrșitul anului 1965 va depăși cifra de 43 000. În urma unui studiu tehnico-economic întocmit de Institutul de cercetări pentru mecanizarea agriculturii în colaborare cu Uzina „Semănătoarea", s-a ajuns la concluzia că este necesar să se realizeze un dispozitiv de recoltat floarea soarelui, adaptabil la combina de cereale C 1.

Primele încercări de adaptare a combinei C1 pentru recoltatul culturilor de floarea soarelui s-au făcut încă în cursul anului 1959, cînd s-au adaptat pe heder (secerătoarea combinei) dispozitive similare cu cele existente pentru combina S-4 și care se atașează de asemenea direct la hederul combinei. Experimentările acestei soluții nu au dat rezultate satisfăcătoare, deoarece aparatul de tăiere al combinei C1 — spre deosebire de cel al combinei S-4 — nu poate fi ridicat la înălțime suficient de mare pentru a asigura tăierea plantei cît mai aproape de capitul, ceea ce ducea atît la înfundări dese ale mașinii cît și la pierderi ridicate de boabe și capitule.

În anul 1960 s-au reluat încercările de adaptare a combinei C 1 pentru recoltat floarea soarelui, pornindu-se de la ideea înlocuirii hederului combinei cu un dispozitiv special, montat pe combină în dreptul hederului, la o înălțime suficient de mare pentru a realiza o tăiere corectă a plantelor obținîndu-se bune rezultate.

Pe baza acestei soluții cu o serie de modificări constructive a căror necesitate s-a dovedit în cursul experimentărilor, s-a proiectat în anul 1961 un nou dispozitiv de recoltat floarea soarelui și s-au executat un număr de cinci dispozitive prototip, care au fost prezentate în campania de recoltare, pentru probe în vederea omologării, la S.I.M.A. (Stațiunea de încercare și omologare a mașinilor agricole). Rezultatele probelor fiind corespunzătoare, dispozitivul a fost omologat, iar uzina ,,Semănătoarea'' a trecut la pregătirea fabricației în vederea livrării primului lot de serie în 1962, în timp util pentru ca acest lot să poată lucra în campania de recoltare.

În principiu, dispozitivul de recoltat floarea soarelui cu combina C 1 DFS (fig. 3) se compune din următoarele părți principale :

— Aparatul de tăiere, compus dintr-un cuțit oscilant cu lame tăietoare triunghiulare și degete cu plăcuțe contratăietoare asemănătoare cu elementele utilizate la aparatul de tăiere de la hederul combinei.

— O bielă care pune în mișcare cuțitul aparatului de tăiere, acționată de la un excentric ; această bielă are o formă curbată pentru a ocoli axul transmisiei principale ce se găsește între excentric și articulația cuțitului.

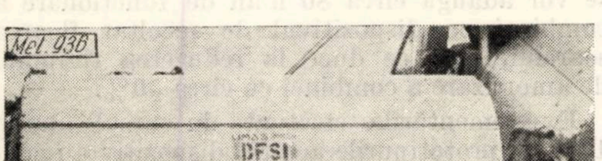


Fig. 3. Dispozitivul de recoltat floarea-soarelui DFS.

Aparatul de tăiere al dispozitivului montat pe combina C1 se găsește la o înălțime față de sol, de 1 000 mm.

— Pe cadru, în fața aparatului de tăiere, sînt montate patru ridicătoare de plante și două separatoare de lan (dreapta și stînga). În spațiul dintre ridicătoare (circa 55 mm), pătrund tulpinile plantelor, fiind dirijate către aparatul de tăiere.

— Un alt organ care are un rol funcțional esențial este rabatorul cu scutul său. Scutul nu permite plantelor înalte să ajungă la aparatul de tăiere, decît după ce au fost aplecate înainte în suficientă măsură, astfel ca tăierea tulpinei să se facă cît mai aproape de capitul. Rabatorul are rolul de a împinge capitulele tăiate din dreptul aparatului de tăiere, către melcul transportor din spatele aparatului de tăiere. Denumirea de rabator este improprie acestui organ al dispozitivului, fiind datorită asemănării cu rabatorul bine cunoscut al hederului combinei.

— De asemenea, melcul transportor se montează pe cadrul dispozitivului și are rolul de a transporta capitulele tăiate spre combina propriu-zisă și a le împinge în coșul de alimentare montat pe combină în locul hederului și care în mod obișnuit este utilizat la treeratul la staționar cu combina.

Toate aceste organe ce se montează pe cadru formează dispozitivul de recoltat propriu-zis, care este suspendat de combină cu ajutorul a două articulații și doi tiranți. Antrenarea rabatorului dispozitivului se face cu ajutorul transmisiei cardanice existente pe combină care folosește la antrenarea rabatorului hederului combinei. Antrenarea melcului transportor se face cu ajutorul unei curele trapezoidale de la o șaibă de curea existentă pe combină.

De la coșul de alimentare, capitulele intră în circuitul normal al combinei (la fel ca la treeratul staționar al capitulelor), respectiv sînt transportate la toba de treer unde se face separarea boabelor de capitule, apoi la sistemul de curățare și separare prin scuturare și vînturare, după care boabele sînt transportate la triorul combinei, de unde se strîng în saci ; resturile de capitule precum și pleava sînt aruncate în spatele combinei, pe teren.

Se menționează că, pentru ca treierarea capitulelor de floarea soarelui să se facă în condiții optime (fără spargerea semințelor) este necesar să se micșoreze domeniul de reglaj al turației tobei de treer de la 1 100 la 1 400 rot/min (necesar pentru treerarea cerealelor), la 500—700 rot/ min. Pentru aceasta s-a prevăzut ca odată cu dispozitivul de recoltat să se livreze și două roți de curea pentru antrenarea tobei de treer, cu care să se poată realiza domeniul de turații necesar. Aceste roți de curea, respectiv domeniul de reglaj al turației tobei de treer de la 500 la 700 rot/min, permit utilizarea combinei de cereale în condiții optime, nu numai pentru treeratul florii soarelui, ci și al altor culturi ca mazăre, soia etc.

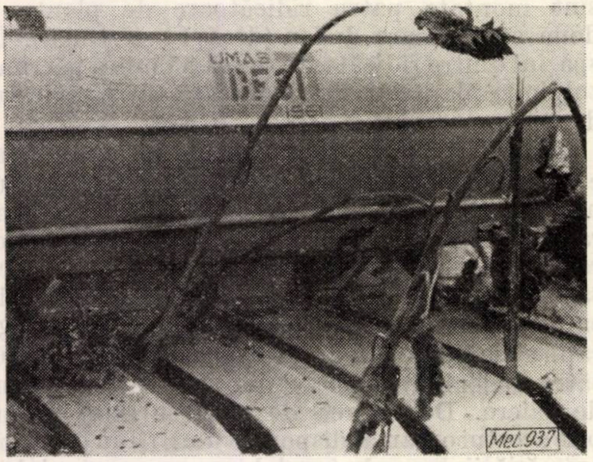


Fig. 4. Scutul dispozitivului de recoltat floarea-soarelui apleacă plantele și nu permite tăierea tulpinei decît lîngă capitul.

Principiul de funcționare al dispozitivului de recoltat floarea soarelui DFS cu combina de cereale este următorul:

Prin înaintarea combinei, respectiv a dispozitivului, în lanul de floarea soarelui, tulpinile plantelor pătrund prin spațiul dintre ridicătoare și — înainte de a ajunge la aparatul de tăiere — întîlnesc scutul rabatorului care le apleacă înainte. În felul acesta planta nu poate ajunge la aparatul de tăiere decît atunci cînd capitulul este aproape de suprafața ridicătoarelor, respectiv tăierea tulpinii se produce sub capitul (fig. 4). În felul acesta se evită introducerea în circuitul combinei a tulpinilor lungi de floarea soarelui (1,5 — 4m) care ar produce înfundări.

Capitulele tăiate, împinse de rabator și de melcul transportor, ajung în cutia de alimentare pentru treeratul staționar (un dispozitiv anexă al combinei care se montează în locul hederului, atunci cînd se utilizează combina la treeratul staționar). De aici capitulele sînt supuse proceselor de prelucrare normale ale combinei.

După tăierea capitulelor, tulpinile de floarea soarelui rămîn în urma dispozitivului pe teren, și sînt apoi tăiate cu grapa cu discuri pentru a fi introduse sub brazdă la arat sau eventual pot fi tăiate și adunate manual.

Dispozitivul de floarea soarelui are o lățime de lucru de circa 1,9 m, ceea ce permite ca în culturi cu distanța de 80—90 cm între rîndurile de plante să se recolteze simultan două rînduri, iar la culturi cu distanța între rînduri de 60—70 cm să se recolteze simultan trei rînduri, productivitatea orară efectivă a combinei cu acest dispozitiv fiind de 0,4—0,6 ha/h.

Efectul principal al acestui dispozitiv este reducerea consumului de muncă la recoltare. Astfel, forța de muncă necesară la recoltarea unui hectar de floarea soarelui cu combina echipată cu DFS este de circa 11,5 h om/ha, față de circa 120 h om/ha în cazul recoltatului manual și al treeratului cu batoza sau combina la staționar, ceea ce reprezintă o economie de peste 95% a forțelor de muncă.

De asemenea, valoarea cheltuielilor directe în procesul de recoltare scade cu 13,2% în cazul recoltării mecanizate cu combina echipată cu DFS, față de recoltatul manual și treeratul cu batoza și respectiv cu 32% față de recoltatul manual și treeratul cu combina la staționar.

În afară de acești indici economici care se obțin prin mecanizarea procesului de recoltare a florii soarelui se adaugă și faptul că lucrarea se poate executa în mod sigur în termeni optimi agrotehnici, cu pierderi mai mici de cît la recoltatul manual.

De asemenea, un efect important al introducerii acestui dispozitiv este extinderea în mare măsură a domeniului de utilizare a combinei de cereale.

Mașinile agricole de recoltat sînt caracterizate în general printr-un factor de utilizare foarte redus. Astfel combinele de cereale, din cele 365 de zile ale anului, sînt utilizate în medie 15—16 zile, respectiv circa 160 h/an cît durează campania agricolă.

Cu ajutorul dispozitivului de recoltat floarea soarelui adaptat pe combina de cereale, se pot recolta anual circa 40 ha cultură de floarea soarelui, cu o productivitate de 0,4—0,6 ha/h, la o producție de semințe de 1 000—2 000 kg/ha.

Rezultă deci că, în afară de cele circa 160 h/an de funcționare a combinei de recoltat cereale, se vor adăuga circa 80 h/an de funcționare a combinei cu dispozitivul de recoltat floarea soarelui, ceea ce duce la reducerea timpului de amortizare a combinei cu circa 50%.

Experimentările efectuate în cursul anului 1961 cu prototipurile acestui dispozitiv au confirmat avantajele arătate precum și calitatea superioară a execuției, ceea ce a dus la un coeficient de siguranță în exploatare de 0,92.

*

În afară de cositoarea purtată modernizată și dispozitivul de recoltat floarea soarelui, uzina „Semănătoarea" s-a preocupat în continuare de îmbunătățirea permanentă a combinelor pentru recoltat cereale și a combinelor pentru recoltat plante furajere pentru siloz.

An de an colectivul de muncitori, ingineri și tehnicieni ai uzinei dau agriculturii noastre socialiste mașini agricole din ce în ce mai perfecționate, de calitate superioară și la nivelul tehnicii mondiale.

CZ 631.3 : 621.791.856

Aplicarea sudării în mediu de gaz protector în construcţia de maşini agricole

Ing. ILIE VASILE şi ing. ECATERINA POP
Uzinele „Semănătoarea”

În tehnica modernă a îmbinării metalelor sînt folosite tot mai mult procedeele de sudare în mediu de gaz protector. În funcţie de natura metalului de sudat şi de condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească sudura, se folosesc ca medii protectoare: argon, heliu, hidrogen, bioxid de carbon, azot, vapori de apă etc. Gazele au drept scop să înlăture pătrunderea în baia de sudură a oxigenului şi azotului din aer, care la temperatura înaltă a arcului electric sînt foarte active. De asemenea, gazele de protecţie nu trebuie să formeze cu metalul de bază sau cu metalul de adaos şi nici cu componenţii de aliere ai acestora compuşi care ar putea avea o influenţă nefavorabilă asupra calităţii sudurii. La folosirea unui debit suficient de gaz şi la o conducere corectă pe linia de sudură a ajutajului pentru insuflarea gazului, baia de sudură poate fi protejată corespunzător.

Argonul şi heliul, fiind inerte, nu formează compuşi cu metalul lichid al băii de sudură, astfel că ele asigură o protecţie totală; folosirea acestora în prezent este limitată numai la sudarea oţelurilor speciale sau la metale şi aliaje neferoase deoarece sînt scumpe (heliul).

Pentru sudarea oţelurilor carbon sau a oţelurilor slab aliate, se obţin bune rezultate prin folosirea bioxidului de carbon (CO_2) care nu este un gaz scump şi nu este necesar în cantitate mare pentru protecţia băii de sudură.

La sudarea în mediu de CO_2, procedeul cel mai folosit este acela cu electrod fuzibil, adică cu sîrmă de adaos continuu debitată în arcul electric, pe măsura topirii ei. Acest mod de introducere a sîrmei electrod face ca sudarea în mediu de CO_2 să fie automată sau semiautomată.

Pentru sudarea automată în mediu de CO_2, sînt necesare instalaţii asemănătoare celor folosite la sudarea sub flux. De altfel, uzinele constructoare de instalaţii de sudură din străinătate fabrică în prezent automate care pot fi folosite pentru ambele procedee. Sudarea automată este folosită acolo unde seria de fabricaţie, dispoziţia cusăturilor şi lungimea lor justifică economic aplicarea acestui procedeu.

Sudarea semiautomată în mediu de CO_2 nu necesită instalaţii complicate; procedeul poate fi folosit atît pentru fabricaţie cît şi la reparaţii. Sîrma de sudură se introduce în mod automat de către un dispozitiv de avans antrenat de un motor electric, la fel ca şi la sudarea semiautomată sub strat de flux, iar sudorul dirijează manual arzătorul gazoelectric. Procedeul poate fi folosit la îmbinarea tablelor sau profilelor subţiri şi groase, prevăzute cu cusături scurte sau lungi; în cazul folosirii sîrmelor subţiri pot fi executate şi suduri de poziţie. Aceste însuşiri ale noului procedeu fac ca el să aibă un domeniu de aplicaţii mult mai larg decît sudarea sub strat de flux. Procedeul mai prezintă şi avantajul că poate fi urmărit de către sudor în timpul operaţiei. Faţă de sudarea manuală cu electrozi înveliţi, procedeul are o productivitate cu 100—200% mai mare, sudura fiind de o calitate superioară.

Instalaţia semiautomată pentru sudarea în mediu de CO_2

Deoarece în cadrul Uzinei de maşini agricole „Semănătoarea” n-a existat o instalaţie specială destinată sudării în mediu de CO_2, s-a recurs la modificarea semiautomatelor pentru sudarea sub flux de tip „Progresul”. La capătul portelectrodului, în locul capului de sudură, a fost montat un arzător gazoelectric, prevăzut cu un ajutaj de ieşire a gazului CO_2, montat concentric cu becul de contact al sîrmei de sudură la ieşirea acesteia din arzător. Arzătorul este prevăzut cu un robinet pentru admisiunea gazului CO_2 care scaldă arcul electric şi baia de sudură.

Ţinînd seama că sudarea în mediu de CO_2 nu poate fi realizată cu generatoare de sudură care au caracteristici brusc căzătoare, au fost încercate scheme electrice cu diferite conexiuni ale generatorului GES-500, arătate în figura 1, folosind excitaţia exterioară de la un redresor *R*. Cu schemele date în figura 1 se obţin următoarele caracteristici: semicoborîtoare (*b*), rigidă (*c*), semiurcătoare (*d* şi *e*). Rezultatele cele mai bune s-au obţinut pentru curenţi pînă la 300 A, cu schema arătată în figura 1 *e*.

Schema instalaţiei de sudură în mediu de CO_2 este arătată în figura 2, care cuprinde un generator GES-500 *1*, cofretul de comandă *2* a instalaţiei cu contactorul de curent şi cu aparatele de măsură, un redresor cu seleniu *3* tip 7579 D necesar excitaţiei generatorului de sudură, butelia *4* cu gaz (CO_2) pe care se află montat un uscător *5* şi un reductor *6* cu două manometre. Arzătorul gazoelectric *7* este legat la cablul flexibil *8*, fiind prevăzut cu un robinet pentru admisiunea gazului, care este adus la arzător prin tubul de cauciuc *9*. Înaintarea sîrmei în arzător se face cu ajutorul mecanismului de avans *10*, prevăzut cu un motor electric cu roţi de schimb şi două role.

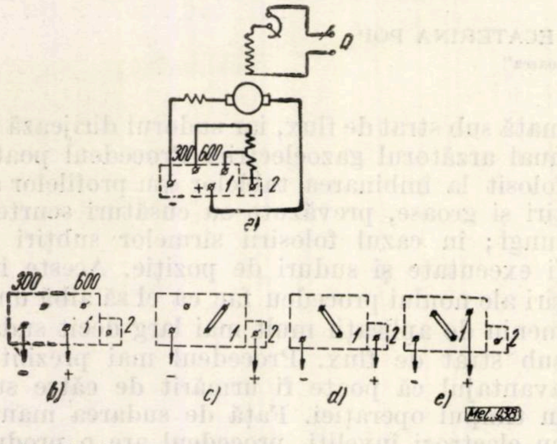


Fig. 1. Diferite scheme de conexiuni ale generatorului GES-500 pentru sudarea în mediu de CO_2:

a – schema generatorului cu excitaţia exterioară de la un redresor; *b* – scheme de conexiuni pentru caracteristică uşor coborîtoare; *c* – scheme de conexiuni pentru caracteristica rigidă; *d* şi *e* – scheme de conexiuni pentru caracteristică semiurcătoare.

O importanţă deosebită trebuie acordată legăturii clemei de prindere la masă, deoarece cîmpul magnetic format de curentul de sudare are un efect mare asupra stropirilor. Se alege locul cel mai apropiat de arcul electric. Pentru evitarea stropirilor se folosesc de asemenea şi bobine de reactanţe introduse în circuitul de sudură.

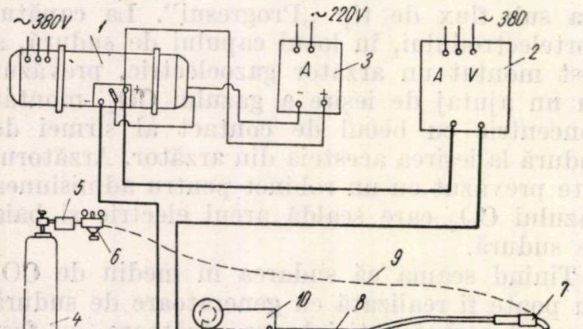


Fig. 2. Schema instalaţiei de sudură semiautomată.

Metalurgia procesului

Acţiunea reciprocă cea mai intensă între metalul lichid şi gazul CO_2, care la temperatura înaltă a arcului se descompune parţial, are loc în timpul formării picăturilor la capătul sîrmei-electrod care este anod (legat la polul plus), precum şi în timpul transferului acestora spre baia de sudură. Această acţiune intensă se produce datorită faptului că suprafaţa specifică de metal topit sub formă de picături este cea mai mare, iar la transferul picăturilor prin coloana arcului, temperatura este maximă. La sudarea în mediu de CO_2, gazul se disociază parţial conform relaţiei:

$$CO_2 \rightarrow CO + 1/2\, O_2. \tag{1}$$

Prin oxigenul format conform relaţiei (1) are loc oxidarea metalului lichid şi a componenţilor acestuia. Atît CO_2 cît şi produsele de disociere a gazului reacţionează conform relaţiilor:

$$CO_2 + Fe \rightarrow CO + FeO; \tag{2}$$

$$1/2O_2 + Fe \rightarrow FeO; \tag{3}$$

$$CO + FeO \rightarrow Fe + CO_2 \tag{4}$$

Relaţiile (2) şi (3) arată că acţiunea gazului CO_2 este de oxidare a metalului, în timp ce relaţia (4) este de reducere a oxidului de fier format.

Formarea porilor se datoreşte arderii carbonului din metal conform relaţiei:

$$C + FeO \rightarrow CO + Fe, \tag{5}$$

iar ca urmare a eliminării violente a oxidului de carbon format, baia de metal fierbe.

În afară de aceste reacţii, mai au loc şi alte reacţii de ardere a componenţilor din oţel, siliciu şi mangan. Pentru a preveni reacţiile ce au loc conform relaţiilor (2), (3) şi (5), care au o influenţă dăunătoare asupra calităţii sudurii, se recurge la alierea metalului sîrmei cu siliciu şi mangan, care se introduc în cantităţi corespunzătoare în vederea preîntîmpinării reacţiilor de oxidare a fierului şi de ardere a carbonului din baia de sudură.

Rolul cel mai important este atribuit de unii cercetători unui raport convenabil între conţinutul de siliciu şi carbon care preîntîmpină producerea porozităţilor. Deoarece în timpul topirii sîrmei-electrod gazele incluse în metal sau cele formate îşi măresc volumul, ele provoacă şi stropiri violente. Pentru evitarea stropirilor se folosesc: alierea sîrmei cu siliciu şi mangan, sudarea cu polaritate inversă, regimuri de sudare adecvate, precum şi celelalte măsuri menţionate.

Asupra oxidului de fier format acţionează în afară de CO, siliciul şi manganul introduse în sîrmă, care restabilesc fierul, iar oxidul de fier în exces — în cantităţi foarte reduse — se îndepărtează prin zgura formată. Reacţiile sînt:

$$2\,FeO + Si \rightarrow 2\,Fe + SiO_2 \tag{6}$$

$$2\,FeO + SiO_2 \rightarrow (FeO)_2SiO_2; \tag{7}$$

$$FeO + Mn \rightarrow Fe + MnO. \tag{8}$$

Dezoxidanţii introduşi în sîrmă (Si şi Mn) leagă oxigenul şi deci împiedică formarea oxidului de carbon, conform relaţiei (5), prevenind astfel formarea porilor; de asemenea calmează baia şi elimină oxidul de fier prin zgura care iese la suprafaţa sudurii.

Intensitatea cu care se desfăşoară diferitele reacţii este determinată de temperatura, presiunea şi concentraţia componenţilor.

Sîrma de sudură şi gazul CO_2

La descrierea metalurgiei procesului de sudare s-a arătat necesitatea folosirii unei sîrme slab aliate cu siliciu şi mangan pentru obţinerea unei suduri corespunzătoare. Rezultate bune se obţin cu sîrma marca S1OMS, cu conţinut redus de carbon (sub 0,15 %), slab aliată cu siliciu ($Si = 0{,}8-1\%$) şi cu mangan ($Mn = 1{,}2-1{,}3\%$), cu diametrul de 1,2, 1,6 şi 2 mm, livrată de Industria sîrmei Cîmpia Turzii. Cu această sîrmă se obţine o sudură densă, fără pori şi — dacă se respectă regimurile optime de sudare — stropirile nu sînt abundente. Produsele de ardere ce rezultă formează o cantitate foarte redusă de zgură, care apare sub formă de insule mici izolate pe cusătura sudată sau la marginile ei. Sîrma S1OMS este folosită atît la sudarea oţelurilor cu conţinut redus de carbon, cît şi la sudarea oţelurilor cu conţinut mărit de carbon (pînă la 0,5 %).

Bioxidul de carbon folosit este cel alimentar, livrat în butelii cu capacitatea de 25 kg. Deoarece gazul conţine vapori de apă, înainte de folosire se procedează la două, trei deschideri bruşte în aer ale robinetului buteliei pentru eliminarea umidităţii ce se află la partea superioară a buteliei. De asemenea, este necesar ca la butelie să fie racordat uscătorul umplut cu silicagel, în vederea uscării gazului ce trece în reductor. Presiunea gazului se stabileşte cu robinetul închis la arzător, potrivindu-se la reductor o presiune de aproximativ 3,5—4 kgf/cm^2, care în timpul utilizării scade la 0,3 — 0,4 kgf/cm^2, aceasta fiind presiunea necesară procesului de sudare. Consumul de gaz este de circa 1 000 l/h, adică o butelie de 25 kg în circa 12 ore de lucru efectiv. Pentru economisirea gazului, se închide la orice întrerupere robinetul montat la arzător, în care caz presiunea la manometrul de joasă presiune a reductorului se urcă din nou la 3,5—4 kgf/cm^2.

Operaţia de sudare

Pentru sudare arzătorul se aduce la locul de început al depunerii de sudură, dîndu-se drumul gazului CO_2 timp de 1—2 s şi — numai după ce aerul este astfel îndepărtat din locul de început al sudurii — se apasă pe butonul portelectrodului, începîndu-se operaţia de sudare. În timpul procesului de sudare se păstrează o lungime cît mai constantă de ieşire a electrodului din ajutaj. În vederea micşorării stropirilor, se recomandă ca arcul să fie ţinut la o distanţă cît mai scurtă, potrivindu-se reciproc viteza de înaintare a sîrmei şi curentul de sudare. Folosirea unui arc cît mai scurt face ca picăturile să fie interceptate mai favorabil de scobitura formată în metalul de sudat. În funcţie de grosimea sîrmei folosite, regimurile de sudare se aleg conform tabelei 1.

Viteza de sudare a regimurilor date în tabela 1 este de 20—30 m/h, adică 30—50 cm/min. La terminarea depunerii stratului de sudură, este necesar să se execute o pendulare scurtă a electrodului înainte şi înapoi, în vederea evitării formării de cratere. În cazul în care craterul se produce — din cauza unei întreruperi — la mijlocul cusăturii, arcul electric trebuie amorsat la marginea craterului din partea cusăturii. În locurile cu suduri de prindere se sudează peste acestea în mod continuu. Arzătorul trebuie astfel ţinut ca sîrma să aibă o poziţie verticală sau foarte puţin înclinată (cu 5—10° faţă de verticală), la ieşirea din bec, pentru ca gazul CO_2 să scalde cît mai uniform baia de sudură. Numai în felul acesta se poate asigura o protecţie corespunzătoare a băii. După apăsarea butonului pentru încetarea înaintării sîrmei de sudură, adică după ce arcul a fost întrerupt, se recomandă ca, timp de 1—2 s, gazul CO_2 să scalde încă baia de sudură, pentru evitarea pătrunderii oxigenului şi azotului din aer înainte de solidificarea completă a băii de sudură.

Încercări şi probe de sudabilitate

La experimentarea noului procedeu au fost executate numeroase încercări pentru stabilirea caracteristicilor mecanice ale sudurii de îmbinare, precum şi ale sudurii pure depuse. Caracteristicile mecanice ale sudurii depuse au fost determinate pe baza încercărilor conform STAS 1125—52. Pentru aceasta, au fost executate suduri depuse într-un oţel cornier, din care s-au prelevat epruvete cilindrice din metal depus. La aceste încercări rezistenţa de rupere a variat între 52 şi 56 kgf/mm^2, alungirea (pentru o epruvetă cu $l=5\ d$) între 26 şi 32 %. Sudura obţinută este densă, complet lipsită de pori sau impurităţi. La analizele efectuate

Tabela 1

Diametrul sîrmei, mm	Curentul, A	Tensiunea, V	Viteza de înaintare a sîrmei, m/h	Roţile de schimb	Lungimea de ieşire a electrodului din ajutaj, mm
1,2	90—130	19—22	110—130	25/38	8—15
1,6	180—240	21—27	150—270	25/32, 28/32, 32/28	13—20
2	220—300	25—32	180—330	28/32, 32/38, 35/25	15—23

asupra epruvetelor de sudură pură, s-a găsit un conţinut de siliciu de circa 0,5% faţă de 0,8–1% din sîrmă şi un conţinut de mangan de circa 0,85% faţă de 1,2–1,3% din sîrmă. Aceasta arată că deşi o mare parte din siliciul şi manganul conţinute în sîrmă a ars, sudura mai este totuşi slab aliată cu aceste elemente, ceea ce face ca şi caracteristicile mecanice ale sudurii să întreacă pe acelea ale unui electrod învelit de calitate superioară. Acest fapt a condus la executarea unor încercări de tracţiune cu epruvete avînd suduri de legătură pe oţel lat de 20 × 6 mm, din OL 60, la care s-a obţinut rezistenţa de rupere de 59 – 60 kgf/mm². Aceste rezultate au condus ca procesul de sudare în mediu de CO_2 să fie aplicat la sudarea transmisiilor cardanice, la care pînă în prezent se foloseau electrozii EL 50 A, cu înveliş bazic.

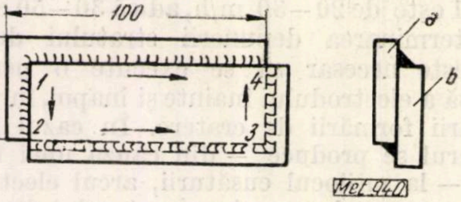


Fig. 3. Epruvete plate pentru încercarea sudabilităţii

Tabela 2

Grosimea sudurii în unghi şi pătrunderea

Nr. crt.	Oţelul cercetat	Grosimea sudurii în unghi, mm	Granulaţia materialului de bază, punctajul conform STAS 5490-56	Pătrunderea, mm
1	OLC 45 (OL 60) sudat cu OLC 45 (OL 60)	6–6,5	3–4	2,3–3
2	OLC 45 (OL 60) sudat cu OL 50	5–6	5–6	1,2–1,8
3	OLC 35 (OL 50) sudat cu OL 60	6–7	5	1,6–2
4	OL 42 sudat cu OLC 45	6–7	4	1,2–1,4

Tabela 3

Lăţimea şi granulaţiile obţinute în zona influenţată termic

Nr. crt.	Oţelul cercetat	Zona supraîncălzită		Zona normalizată		Zona transformărilor parţiale	
		lăţimea, mm	granulaţia	lăţimea, mm	granulaţia	lăţimea, mm	granulaţia
1	OLC 45 (OL 60) sudat cu OLC 45 (OL 60)	0,3–0,8	3–4	0,8–0,9	8	0,3–0,4	7–6
2	OLC 45 (OL 60) sudat cu OL 50	0,6–0,8	4	1,8–2	8	0,4–0,5	7–6
3	OLC 35 (OL 50) sudat cu OL 60	0,8–1	4	1,2	7	0,5–0,8	6–7
4	OL 42 sudat cu OLC 45	0,6–1	3–4	1,2–1,5	7–8	0,4–0,6	6–5

Încercările de sudabilitate au fost executate pe plăci de 35 × 100 mm, cu grosimea de 8–14 mm, prin alăturarea lor două cîte două, după care ele sînt deplasate după cele două axe cu cîte 10 mm (fig. 3) [5]; plăcile *a* şi *b* sînt oţeluri de diferite calităţi. Sudarea se execută în ordinea *1→2*, *2→3*, *3→4* şi după răcire, se execută sudura *1→4*. După sudarea în contur rigid al ultimei suduri pe latura mare şi după secţionarea epruvetei sudura a fost controlată, pentru a se vedea dacă nu s-au format pori şi crăpături. Sudura în unghi obţinută a fost examinată şi metalografic, cercetîndu-se structurile formate atît în cusătură, cît şi în zonele învecinate. Lăţimea diferitelor zone şi granulaţiile formate în urma procesului de sudare în mediu de CO_2, pentru asocieri de diferite calităţi de oţeluri, sînt date în tabelele 2 şi 3.

Structura sudurii în diferite zone este :

— în sudura pură depusă într-un strat : martensită sorbitizată columnară şi ferită cu slabe orientări Widmanstätten, grăunţi alungiţi ;

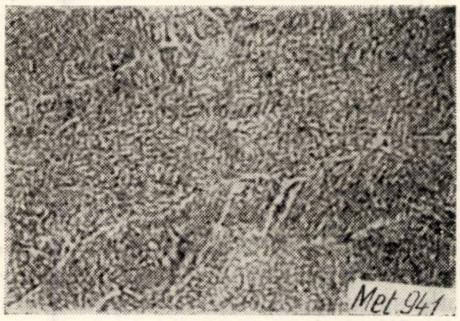
— în zona normalizată : structura sorbitică ;

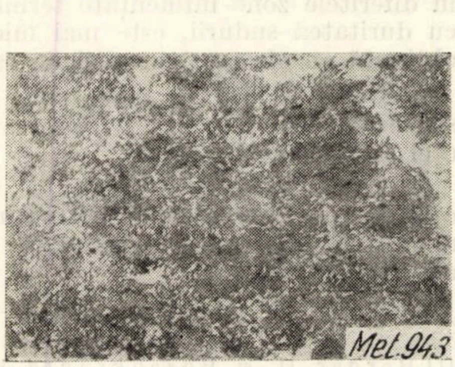
— în zona transformărilor parţiale : perlită parţial globulizată ;

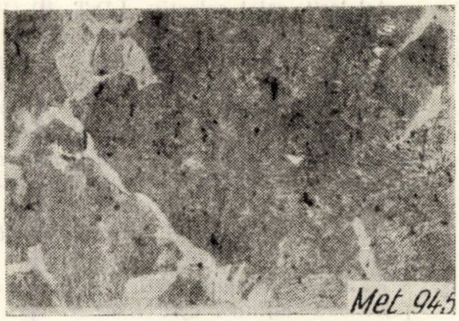
— în metalul de bază : perlită şi reţea de ferită mai subţire sau mai groasă, în funcţie de material.

În figura 4 se arată structurile obţinute în diferite zone la sudarea unui oţel OLC 45. Durităţile găsite în diferite zone la sudarea în mediu de CO_2 pe diferite oţeluri sau în diferite combinaţii de oţeluri sînt arătate în tabela 4.

Din rezultatele încercărilor se poate deduce deci că, în cazul cusăturii formate într-un strat, zona cea mai fragilă este zona supraîncălzită, la care duritatea ajunge — în funcţie de oţelul folosit — pînă la maximum 300 unităţi Vikers. Faţă de această duritate obţinută în cazul cel mai defavorabil, înseamnă că zona cea mai influenţată termic mai are încă suficientă rezervă de plasticitate în comparaţie cu sudurile executate cu electrozi cu înveliș bazic; sudurile executate în mediu de CO_2 sînt de calitate mai bună. Zona supraîncălzită are o lățime mai redusă și o duritate cu peste 15% mai mică la oțelurile OLC 45 (OL 60) și OLC 35 (OL 50), decît zona supraîncălzită la sudarea cu electrozi cu înveliș bazic. Duritatea în zona cea mai influențată termic la oțelul OLC 45 (OL 60) nu depășește cu 50% duritatea sudurii. La oțelul OLC 35 (OL 50) se observă că în diferitele zone duritatea variază foarte puțin.

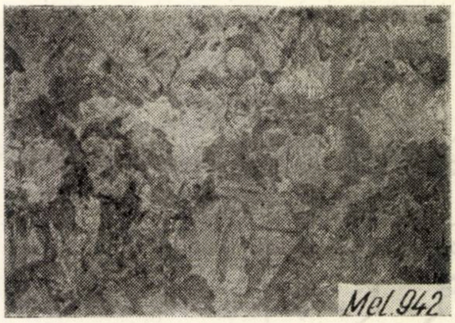






Aplicarea în producție

Începînd din luna octombrie 1961, procedeul de sudare în mediu de CO_2 a fost aplicat în cadrul Uzinelor „Semănătoarea” la îmbinarea ansamblurilor transmisiilor cardanice formate din furca cu țeava de antrenare, furca cu manșon, furca cu ax pătrat etc. În componența acestor ansambluri intră furci forjate din OLC 45, sudate cu țevi din OLT 35, cu axe pătrate din OLC 45, cu manșoane sau semi-



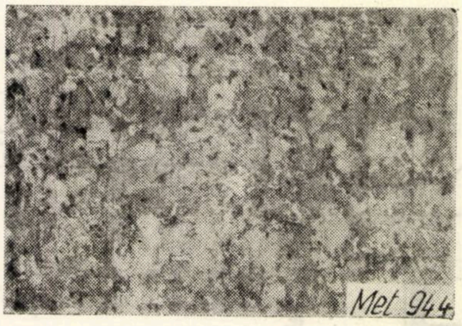


Fig. 4. Micrografiile diferitelor zone la sudarea oțelului OLC 45 cu OLC 45 (atac cu nital) × 300:

a — sudura; *b* — zona supraîncălzită; *c* — zona normalizată; *d* — zona transformărilor parțiale; *e* — metalul de bază.

Tabela 4

Duritățile diferitelor zone în unități Vikers

Nr. crt.	Oțelul cercetat	Duritatea diferitelor zone în unități Vikers				
		Sudura de îmbinare	Zona supraîncălzită	Zona normalizată	Zona transformărilor parțiale	Materialul de bază
1	OLC 45 (OL 60) sudat cu OLC 45 (OL 60)	223—234	285—298	250—257	223—227	204—210
2	OLC 45 (OL 60) sudat cu OLC 50	187—198	261—277	220—230	204—212	186—206
3	OLC 35 (OL 50) sudat cu OL 60	177—184	202—210	184—192	160—168	160—185
4	OL 42 sudat cu OLC 45	163—174	206—218	184—190	155—160	140—145

manșoane din OL 50 etc. În figura 5 se arată îmbinarea furcii cu țeava și cu axul pătrat.

Deși costul materialelor (al sîrmei și al gazului) este mai mare cu 20–40% față de costul electrozilor înveliți, iar lucrările au fost trecute în categoria VI-a față de a IV-a cum au

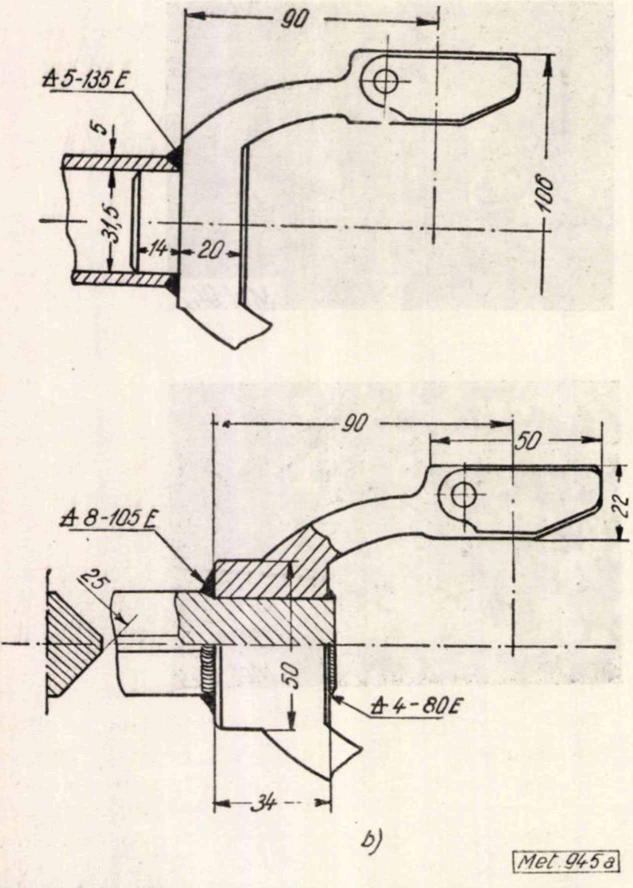


Fig. 5. Îmbinări de furci cardanice cu țeavă și cu ax pătrat.

fost încadrate la sudarea cu electrozi înveliți, prețul de cost al execuției sudurilor — inclusiv costul materialelor folosite — a scăzut cu 10–15%. În general, se poate aprecia că prin introducerea unui semiautomat de sudare în mediu de CO_2 se pot obține economii de peste 40 000 lei anual și o mărire a productivității de sudare (fără operații ajutătoare) cu cel puțin 100%.

Timpii acordați pentru sudarea în mediu de CO_2 a diferitelor ansambluri, după normarea acestora, au fost micșorați cu aproape 100% față de sudarea cu electrozi înveliți. Acești timpi acordați sînt însă mai mari decît timpii efectivi, deoarece s-a ținut seama că se introduce un procedeu la care nu există încă o suficientă experiență în producție.

Concluzii

1. Sudarea semiautomată în mediu de CO_2 prezintă avantajul obținerii unei calități bune a îmbinărilor sudate. Caracteristicile mecanice ale sudurii sînt mai bune, iar variația durității în diferitele zone influențate termic, în raport cu duritatea sudurii, este mai mică decît cea obținută cu electrozi înveliți de calitate.

2. Rezultatele cele mai bune la folosirea sîrmei SlOMS se obțin la sudarea calității de oțel OLC 35 (OL 50).

3. Productivitatea operației de sudare (fără operații auxiliare) este cu cel puțin 100% mai mare față de sudarea manuală cu electrozi cu înveliș bazic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Berger, H. și Rosenkrantz, H. *Condițiile de sudare și tehnologia sudării semiautomate în mediu protector de* CO_2. În „Construcții de mașini și prelucrarea metalelor", caiet selectiv, I.D.T. 10 (1960).

[2] Zolotir, V. T. și alții. *Influența inductanței din circuitul arcului de curent continuu asupra procesului de sudare în bioxid de carbon.* În Sudura, 1960, nr. 10 (oct.) 23–27. Traducere din Svarocinoe proizvodstvo, 1960, nr. 4, 15–18.

[3] Zaruba, I. I. și alții. *Sudarea în mediu de bioxid de carbon.* Traducere din limba rusă, I.D.T. București, 1961.

[4] Potapevski, A. G. *Svarka v zașitnîh gazah,* Mașghiz, Moscova, 1960.

[5] Vasile, I. *Sudarea oțelurilor carbon de construcție în fabricarea mașinilor agricole de recoltat.* În „Metalurgia și construcția de mașini", nr. 7, 1960, p. 648–654.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.891 : 621.039.85

Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a calităţilor de ungere ale uleiurilor şi a rezistenţei la uzură a materialelor

Ing. DAN PAVELESCU şi ing. IVAN ILIUC
Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia" al Academiei R.P.R

Crearea de noi tipuri de maşini precum şi îmbunătăţirea indicilor de exploatare a celor existente sînt sarcini importante trasate de Hotărîrile Congresului al III-lea al Partidului Muncitoresc Romîn. Traducerea lor în viaţă pune pe prim plan studiul aprofundat şi multilateral al uzurii şi ungerii.

Uzura*, fiind un efect al frecării pieselor în mişcare, constituie un factor determinant în stabilirea duratei de funcţionare a maşinilor şi motoarelor. Totodată ea poate reflecta regimul de lubrificaţie, calităţile de ungere ale lubrifiantului respectiv sau comportarea materialelor de antifricţiune precum şi a altor materiale.

Fenomenele care însoţesc frecarea sînt complexe; deşi în diferite ţări sînt studiate de mai mult timp, ele oferă totuşi în continuare un cîmp larg de cercetare şi experimentare. Fenomenele de uzură sînt în general strîns legate de cele de ungere ceea ce face ca, în cele mai multe cazuri, metodele experimentale de cercetare să fie asemănătoare.

În cazul studiului uzurii ca rezultat al frecării în prezenţa lubrifiantului, cercetarea devine mai complexă decît în cazul frecării uscate. Studiul de uzură-ungere trebuie să ţină seama de numeroşi factori ca: materialele cuplului de frecare, starea suprafeţelor, sarcina aplicată, viteza relativă, durata, temperatura, mediile lubrifiante respective, (caracterizate la rîndul lor printr-o altă gamă de parametri) etc.

În studiul uzurii sînt folosite în mod curent diferite metode clasice pentru determinarea cantităţii de metal uzat: măsurări prin cîntărire, determinări micrometrice, analize chimice, marcarea suprafeţelor etc.; unele dintre ele se folosesc şi în prezent în laboratoarele de cercetări. Faţă de aceste metode utilizarea izotopilor radioactivi prezintă în general numeroase avantaje, dintre care cele mai importante sînt:

— posibilitatea de observare şi cercetare a dinamicii uzurii chiar în timpul funcţionării maşinii;

— exactitatea mai mare a metodei (sensibilitatea pînă la 10^{-9} g metal/cm^3 ulei);

— reducerea timpului de studiu cu 75—80% faţă de metodele clasice etc.

În general, metoda utilizării izotopilor radioactivi în acest domeniu constă în iradierea — totală sau parţială — a unor elemente ale cuplului supus uzurii şi urmărirea cu o aparatură radiometrică a particulelor radioactive, produse ale uzurii, care sînt antrenate de lubrifiant. Dată fiind complexitatea problemei, cu toate că principiul metodei a devenit clasic, sînt necesare totuşi cercetări şi încercări experimentale atît pentru îmbunătăţirea metodei de măsură în sine, cît şi pentru studierea influenţei factorilor ce intervin.

Ţinînd seama de aceste considerente, la Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia" al Academiei R.P.R. s-au efectuat studii pentru stabilirea unei metode de determinare a calităţilor de ungere ale uleiurilor şi aditivilor, precum şi ale celor de antiuzură a materialelor.

Pentru început, a fost realizată o instalaţie experimentală [1] care să permită urmărirea evoluţiei uzurii făcîndu-se să circule continuu uleiul prin camera experimentală (cuplul de frecare) şi prin corpul unui contor (sau între mai multe contoare) de radiaţie (fig. 1).

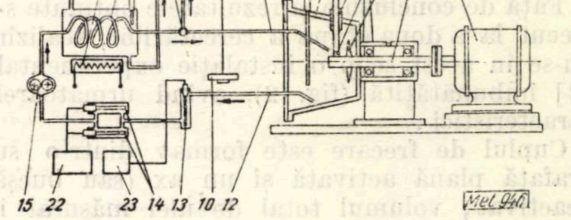


Fig. 1. Schema instalaţiei pentru studiul uzurii utilizînd recircularea uleiului:

1 — cameră experimentală din oţel; *2* — perete frontal demontabil; *3* — tijă verticală portsabot; *4* — ghidaj; *5* — sabot (piesă activă) detaşabil, din fontă; *6* — ax de oţel; *7* — şicane de centrifugare; *8* — motor electric; *9* — pîrghie de încărcare; *10* — greutăţi; *11* — termometru electric; *12* — conductă de ulei; *13* — contor Geiger-Müller cu filtru; *14* — contoare Geiger-Müller fără filtru; *15* — pompă ulei; *16* — vas de răcire a uleiului; *17* — robinet cu două căi; *18* — ramificaţie pentru golire; *19* — conductă de introducere a uleiului; *20* — termocuplu automat; *21* — rezistenţă electrică; *22*, *23* — numărător.

---

* Se consideră numai uzura mecanică.

Trasorul radioactiv a fost realizat la reactorul Institutului de fizică atomică, iradiind fie mici piese metalice (știfturi), fie întreaga suprafață a sabotului ce este în contact cu axul motor. S-au studiat posibilitățile de a se obține o sensibilitate și o precizie cît mai mare, utilizînd contori Geiger-Müller în paralel, un contor cu filtru, reducînd treptat volumul de ulei din circuit, utilizînd o suprafață de frecare corespunzătoare etc. Experiențele s-au caracterizat printr-o durată totală a unei încercări de 45 ore, încărcarea sabotului fiind făcută printr-un sistem de pîrghii ; s-au făcut unele experimentări în condițiile : încărcare pînă la 43 kgf/cm^2, materialele în frecare fiind fonta pe un oțel cu conținut de 0,25 % C cu ungere în jet continuu cu un ulei avînd indicele de viscozitate D.D. minimum 90 și viscozitate la 50°C, 4,5 – 5,5° E ; temperatura de lucru a fost 33°C.

Principalele concluzii obținute în cursul acestei prime etape sînt :

— sistemul experimental nu permite reproductibilitatea rezultatelor în limite concludente ;

— modelul experimental reprezentat în figura 1, deși de un tip recomandat de literatura de specialitate [4], [7], nu permite să se separe suficient influența diferiților factori care condiționează uzura, mai ales din cauză că procesul de uzură este determinat în principal, după părerea autorilor, de condițiile locale (starea suprafeței de frecare, aplicarea sarcinii specifice în timp etc.) ;

— pentru determinări cantitative trebuie să se reducă cît mai mult posibil influența depunerilor radioactive și să se obțină o repartiție omogenă a produselor de uzură în ulei etc. După părerea autorilor, utilizarea știfturilor radioactive se impune numai dacă altă modalitate de aplicare a unui trasor radioactiv nu există (practic apar diferite dificultăți : duritate diferită, activitate insuficientă, nu reprezintă adevărata suprafață de contact etc.).

Față de concluziile și rezultatele obținute s-a trecut la a doua etapă a cercetărilor, realizîndu-se în acest scop o instalație experimentală [2] îmbunătățită (fig. 2), avînd următoarele caracteristici :

Cuplul de frecare este format dintr-o suprafață plană activată și un ax (sau bucșă) neactivat ; volumul total de ulei măsurat în traductori este de 400 cm^3, realizîndu-se raportul 1 între volumul măsurat și volumul total în circuit (în cazurile anterioare raportul a fost 1/5 și 1/35). Prin mărirea acestui raport a crescut sensibilitatea metodei ; încărcarea a variat pînă la 43 kgf/cm^2 iar viteza de rotație a axului motor între 100 și 200 rot/min. Poziția verticală a axului motor a permis reducerea sensibilă a volumului de ulei.

La această instalație s-a renunțat la o circulație continuă a uleiului (s-a constatat că nu este necesară și că totodată constituie o cauză de erori prin depuneri radioactive pe conducte) ; ea a fost înlocuită printr-o circulație periodică realizată cu ajutorul unei trombe de apă, care, creînd vid absoarbe întregul volum de ulei din cuva experimentală într-un sistem de traductori Geiger-Müller. Sistemul traductor a fost realizat cu ajutorul a doi contori tip CTC-6, în paralel, plasați axial în interiorul unui tub de sticlă (coeficientul geometric putînd atinge astfel valoarea de aproximativ 0,4). După măsurare, uleiul este împins în cuva experimentală cu ajutorul aerului comprimat.

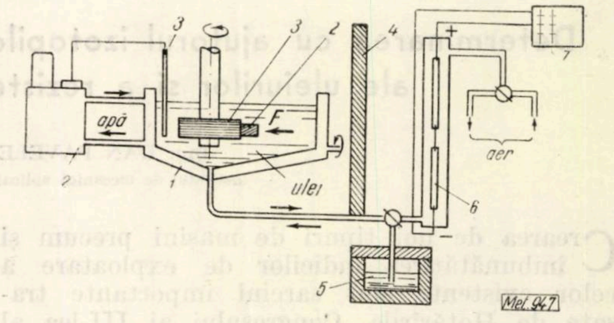


Fig. 2. Schema instalației fără pompă de recirculare :
1 – cuvă experimentală cu pereți dubli pentru circulația apei de termostatare ; 2 – piesă sabot, fixă, radioactivă, cu suprafață de contact plană ; 3 – piesă (bucșă) mobilă ; 4 – perete de plumb ; 5 – recipient pentru ulei radioactiv ; 6 – traductor format din două contoare Geiger-Müller în paralel ; 7 – numărător.

Suprafața de frecare se realizează numai pe o singură fișie de contact dintre generatoarea bucșei neactivate (a axului motor) și suprafața plană a piesei fixe (sabot) ; activarea plăcii fixe a fost obținută numai pe suprafața plană. Pentru aceasta s-a depus pe cale electrolitică un strat de argint sau de zinc (de 0,2 – 0,4 mm grosime) pe un suport de cupru, astfel că, după activare (funcție de perioadele de înjumătățire), activitatea se găsește practic concentrată în stratul de argint. Se obține astfel o activitate specifică de zeci de ori mai mare, pentru aceeași activitate totală – în cazul activării integrale a piesei sabot. Soluția aleasă mărește astfel sensibilitatea metodei, simplificînd totodată protecția.

Contactul liniar permite principial să se reducă efectul ungerii hidrodinamice care – dacă există – poate masca comportarea reală la uzură a lubrifiantului sau aliajelor în frecare.

Din alura curbelor obținute (fig. 3) se constată însă că viteza de uzură scade în timp, datorită mai ales realizării treptate a unor condiții de ungere hidrodinamică (suprafața de argint se uzează, contactul cu bucșa făcîndu-se cu timpul după un sector de suprafață cilindrică – ca în cazul sabotului de lagăr). Chiar în porțiunea *III*, unde a apărut un regim oarecum permanent, se continuă totuși o uzură datorită unui regim hidrodinamic imperfect. Tangentele la origine ale curbelor de uzură de acest gen pot însă caracteriza ansamblul cuplului de frecare-lubrifiant.

În urma experimentărilor efectuate și analizei rezultatelor, s-a constatat că soluția aleasă pentru cuplul de frecare conduce însă la un mare număr de piese radioactive (suprafața de argint uzîndu-se rapid), fapt care constituie o piedică în verificarea rezultatelor și a reproductibilității. De asemenea, s-a menținut totuși — deși în măsură mai redusă — o anumită variație a activității uleiului (care influențează reproductibilitatea) explicată prin depuneri în bazin precum și în sistemul traductor.

În cea de-a treia etapă a cercetărilor [2], [3] s-a căutat să se elimine aceste inconveniente precum și efectul portanței hidrodinamice [6] care apărea în urma uzurii rapide a piesei plane, care se transforma destul de repede într-un sector de lagăr.

Desigur că suprafața reală *de contact*, sarcina specifică, temperatura etc. variau astfel considerabil în timp.

În primul rînd s-a modificat cuplul de frecare, astfel că a fost activată bucșa mobilă realizată dintr-un material de antifricțiune. Piesa plană, neactivată, a fost realizată din oțel tratat, cu duritate mărită, care asigură constanța formei geometrice a suprafeței pentru un număr mai mare de măsurări. Înălțimea piesei plane mai mare decît generatoarea bucșei radioactive este una din condițiile ce asigură menținerea contactului pe aceeași suprafață. În figura 4 se arată soluțiile cuplului de frecare la cele trei faze ale cercetării.

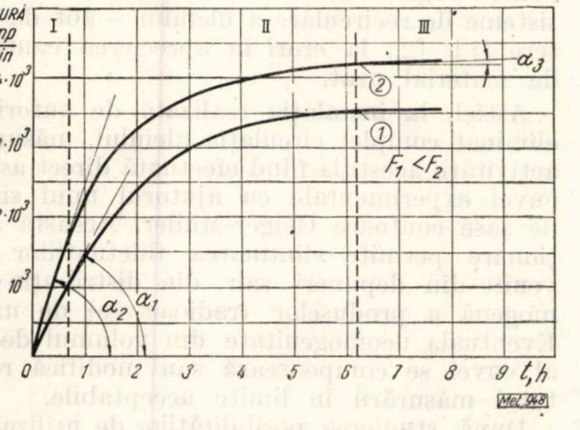


Fig. 3:

1 și 2 — curbe de uzură obținute în cuplul de frecare: piesă plană (Ag^{110}) pe ax de oțel inactiv.

În figura 5 se prezintă sintetic schemele grupului de frecare, la diferite aparate de încercat uleiuri și materiale, întîlnite în literatura de specialitate [3], [8], [10], [11].

În primele trei cazuri (1 utilizat în instalația Timken, 2 și 3 utilizat la instalația Falex), *contactul* suprafețelor metalice se face după una, două și respectiv patru *fîșii*; de asemenea în sistemul 4 (SAE), contactul se realizează tot după o singură *fîșie*, existînd, însă, în plus posibilitatea de schimbare a sensului de rotație a celor doi cilindri. La mașina cu patru bile — des întîlnită în laboratoare [10] frecarea se produce în trei *puncte*, urma de contact fiind circulară; la această instalație se urmărește calitatea uleiului, funcție de timpul pînă la gripare, sau funcție de variația urmei de contact (de asemenea, și funcție de piederea de greutate a bilei superioare).

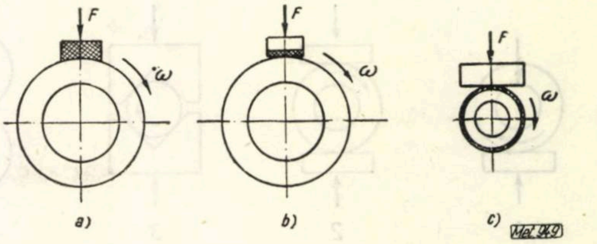


Fig. 4. Schița cuplurilor de frecare utilizate în cele trei cazuri:

a — contactul între bucșă și piesa sabot se realizează pe o suprafață cilindrică; b și c — contactul se realizează numai pe generatoarea cilindrului.

Sistemele următoare 6 și 7, utilizează ca piese fixe sectoare de cuzinet, realizînd un contact pe suprafețele respective; ele sînt întîlnite în diferite instalații cu radioizotopi [7]. De asemenea, cuplul de frecare din figurile 5—8 este asemănător celui precedent, suprafețele de contact fiind mai mari.

În sistemul 9 se realizează o frecare de alunecare cu pivotare între două suprafețe inelare sau între trei sectoare de inel (sau știfturi radioactive) și suprafața inelară a bucșei inferioare. Un astfel de sistem este întîlnit în unele instalații cu radioizotopi [7].

În sfîrșit, ultimul sistem 10, gen glisieră, asigură o frecare între două suprafețe plane, suprafața superioară ce poate fi radioactivată [5], avînd o mișcare longitudinală de du-te-vino.

Analizînd aceste sisteme, dintre care numai unele au fost utilizate în instalații cu izotopi radioactivi, se constată cîteva caracteristici esențiale:

a) La sistemele la care frecarea se realizează pe o suprafață mai mare de contact (6—10), apare — într-o măsură mai mare și în general independent de voința experimentatorului — posibilitatea de trecere de la ungerea semifluidă la ungerea hidrodinamică.

Este interesant că, deși instalațiile respective au menirea să permită studii de uleiuri sau materiale prin prisma uzurii suprafețelor metalice respective [5], [7], se face totuși eroarea de a se menține un regim de ungere care maschează uzura și deci evoluția ei normală.

De asemenea, nu se pot realiza comod nici presiuni specifice mari, existînd totodată condiții pentru o influență apreciabilă a factorului „starea suprafeței".

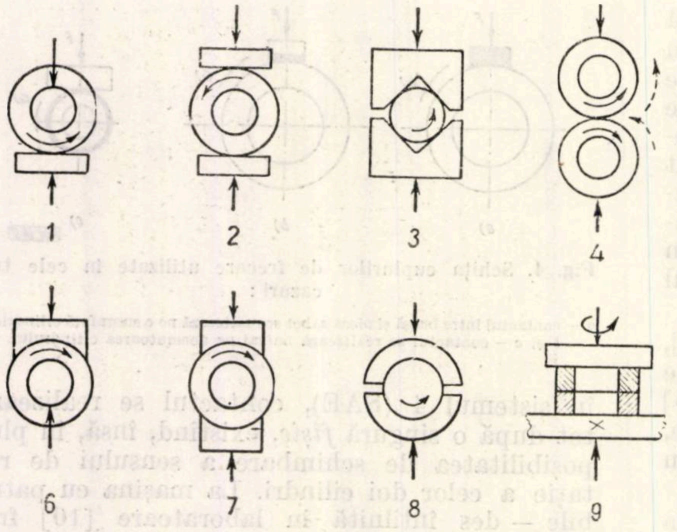


Fig. 5. Schemele diferitelor grupuri de frecare utilizate în instalații de încercat uleiuri sau materiale.

b) Sistemele cu contact pe *fîșie* sau *punctiform* (1–5) elimină într-o măsură mai mare posibilitatea apariției ungerii hidrodinamice, asigurînd deci menținerea unui regim constant de ungere – ungerea semifluidă – cu posibilități superioare de urmărire a formelor de uzură în special la sistemele (1 și 4), și deci de determinare a calității de antiuzură. La sistemul cu două role, prin schimbarea sensului de rotație se poate realiza o rupere a filmului de ulei eliminîndu-se deci complet ungerea hidrodinamică. Prin plasarea cilindrilor astfel ca axele să formeze un unghi de 90°, se poate realiza contact *punctiform* (circular), cu avantaje față de sistemele 4 și 5. O mișcare elicoidală permite în plus schimbarea continuă a suprafeței.

c) Cele mai mari presiuni specifice sînt asigurate în special de contactele *punctiforme* (de exemplu sistemul cu patru bile), sau cu o singură *fîșie* de contact, cu mențiunea că la cel dintîi, regimul vibratoriu ce nu poate fi ușor eliminat face ca urmele de contact să degenereze – din urme circulare, în forme geometrice neregulate –, micșorînd astfel reproductibilitatea rezultatelor. De altfel, acest sistem a fost continuu perfecționat [10]; practic, el nu permite decît încercări de uleiuri.

Pentru toate aparatele (afară de Timken și mașina cu patru bile), determinarea sarcinii specifice pe suprafața de contact – datorită atît geometriei cuplului cît și sistemului de încărcare – este dificilă.

d) Posibilitatea de așezare *automată* a suprafețelor în frecare una față de cealaltă are mare importanță, orice variație neprevăzută a vitezei relative de frecare mărind cauzele de erori.

e) În afară de faptul că unele dintre aceste sisteme determină calitatea lubrifiantului în funcție de sarcina maximă la care nu se produce griparea, la o parte din ele aliajul cuplului de frecare este mereu același. Astfel, la aparatul cu patru bile (larg răspîndit) sînt utilizate bile de rulmenți care în general trebuie să fie schimbate după fiecare experiență.

f) Autorii consideră că din punct de vedere al reproductibilității rezultatelor experimentale cele mai bune rezultate le va da sistemul cel mai simplu, atît funcțional ca interșanjabilitate a suprafețelor în frecare, cît și ca posibilitate de menținere a aceleiași suprafețe de contact, și deci a aceleiași presiuni specifice.

În instalația realizată la Institutul de mecanică aplicată s-a folosit sistemul Timken îmbunătățit prin urmărirea vitezei de uzură pe cale radiometrică, transmiterea efortului prin articulație, plasarea automată a piesei fixe și înglobarea într-o aparatură generală mai simplă. Instalația a fost astfel concepută încît ea prezintă avantaje în comparație cu instalațiile de laborator devenite clasice [8], [10], [11], mașina cu patru bile, aparatul Almen, aparatul Timken, Falex, SAE etc. De asemenea, această instalație prezintă avantaje și față de cele cu radioizotopi, experimentate [4], [5], sau descrise [7] de unii autori, care – fie că mențin condițiile pentru ungerea hidrodinamică, fie că utilizează sisteme de recirculare a uleiului – pot da naștere [1], [2] la erori în aprecierea cantității de material uzat.

Astfel, la instalația realizată de autori s-a eliminat complet circulația uleiului, măsurarea activității acestuia fiind efectuată direct asupra cuvei experimentale cu ajutorul unui sistem de șase contoare Geiger-Müller. Această soluționare permite eliminarea fluctuațiilor provenite din depuneri sau din distribuția neomogenă a produselor (radioactive) de uzură. Eventuala neomogenitate din volumul de ulei al cuvei se compensează sau modifică rezultatul măsurării în limite acceptabile.

După studierea posibilităților de utilizare a diferiți trasori (Fe^{59}, Zn^{65}, Ag^{110} etc.) s-a ales ca element trasor indiu radioactiv (In^{114*}) pentrucă prezintă avantajele trasorilor gama, avînd în același timp o energie gama redusă (0,2 MeV); în plus indiul are o secțiune eficace mare (se activează repede), o perioadă de înjumătățire convenabilă (49 zile), o duritate mai mică ca plumbul precum şi proprietatea de a difuza uşor în aliaj.

În noile condiţii de încercare, se pot obţine presiuni specifice mari (peste 600 kgf/cm² — calculate faţă de urma de contact) şi în consecinţă se pot verifica aditivii de extremă presiune, uleiurile şi materialele utilizate la lagăre.

Instalaţia (fig. 6 şi 7a) se compune dintr-un schelet metalic *1*, prevăzut cu un motor electric de antrenare; mişcarea se transmite la un ax vertical *2*, la a cărui extremitate inferioară se montează o bucşă radioactivă *3*, confecţionată dintr-un aliaj de bronz cu 1% indiu radioactiv. Pe această bucşă freacă o plăcuţă de oţel *4*, cu suprafaţa plană, contactul acesteia cu bucşa făcîndu-se *liniar* pentru realizarea regimului semifluid de ungere. Înălţimea plăcuţei de oţel *4* este mai mare decît generatoarea bucşei radioactive *3*, pentru ca suprafaţa de contact să se menţină constantă.

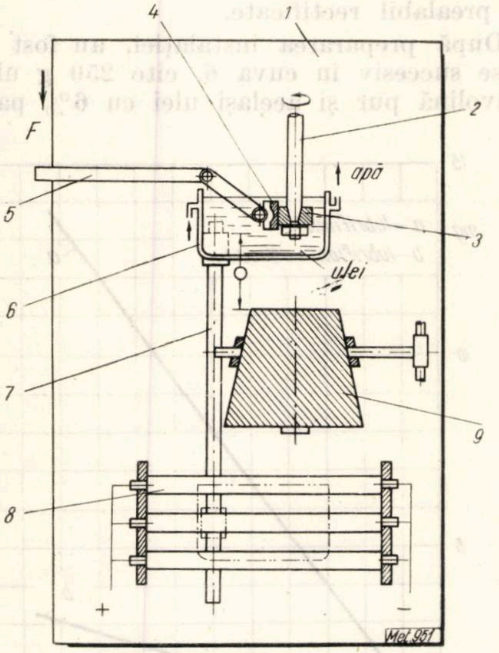


Fig. 6. Schema instalaţiei pentru determinarea calităţii de ungere a uleiurilor şi a rezistenţei la uzură a materialelor: *1* — şasiul metalic, inclusiv placa frontală de plumb; *2* — axul motor; *3* — bucşa radioactivă, material de antifricţiune; *4* — placa de oţel cu suprafaţa plană; *5* — pîrghia de încărcare; *6* — cuva experimentală cu fund şi pereţi frontali dubli; *7* — ax vertical pentru alunecarea cuvei; *8* — sistem traductor format din şase contoare Geiger-Müller; *9* — bloc de plumb basculant pentru protecţia traductorului.

Încărcarea cuplului de frecare realizat de aceste două suprafeţe se face cu ajutorul unei pîrghii *5*, articulată în două puncte, pentru a permite menţinerea unui contact permanent pe aceeaşi suprafaţă de contact liniar.

Acest cuplu lucrează în mediul lubrifiant al unei cuve *6*, prevăzută cu o parte din pereţi dubli în scopul realizării termostatării dorite. Cuva *6* poate să alunece pe glisiera *7*, într-o poziţie fixă (pentru menţinerea geometriei de măsură) în interiorul unui grup de contoare de radiaţie *8* (fig. 7b), distribuite simetric în jurul ei şi amplasate la partea inferioară a instalaţiei.

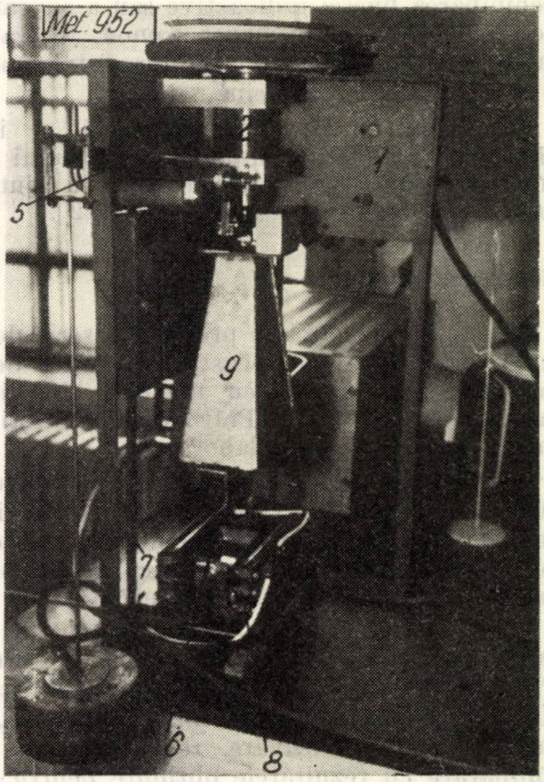


Fig. 7 a. Instalaţia din fig. 6.

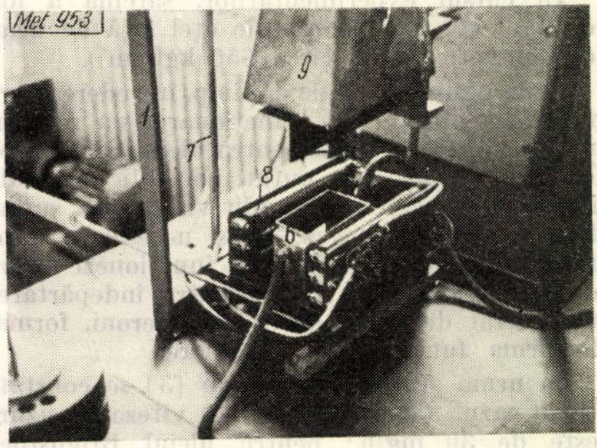


Fig. 7 b. Detaliu la fig. 7 a.

Instalaţia este prevăzută cu un bloc de plumb *9*, basculant, pentru a permite trecerea cuvei şi care are scopul de a proteja grupul de contoare *8* de fondul parazit al cuplului radioactiv de frecare *3—4*.

O placă de plumb frontală, de cîţiva milimetri, apără operatorul atunci cînd acesta execută manevra (simplă) de coborîre a cuvei. Schimbarea bucşei radioactive sau a suprafeţei de oţel se face de asemenea comod. Aparatura radiometrică de numărare sau înregistrare poate fi plasată în camera vecină.

În timpul funcţionării instalaţiei se înregistrează automat temperatura uleiului din cuvă şi cea a cuplului de frecare, cu ajutorul unor traductoare cu rezistenţă [12].

Rezultate obţinute

În cele ce urmează se prezintă o serie de rezultate obţinute cu această instalaţie, determinările fiind făcute cu uleiurile şi aditivii indicaţi de Institutul Petrochim Ploieşti, în cadrul convenţiei de colaborare.

Au fost efectuate determinări cu uleiurile 10004 V, 10003 T, STAS 410 şi cu aditivii: parafină clorurată, ditiofosfat de zinc, naftenat de plumb, ulei sulfurizat, sulfură de molibden, în diferite proporţii şi combinaţii.

Pentru încercările de uleiuri, cuplul de frecare respectiv a fost: bronz cu 9% Sn şi 1% In (duritatea 80 HRB) pe oţel cu duritatea 30 HRC. Pentru o mai mare siguranţă, în cazul uleiurilor aditivate, rezultatele au fost comparate cu rezultatele obţinute pentru aceleaşi uleiuri fără aditivi. Determinările au fost efectuate la viscozitate constantă şi deci la temperaturi diferite pentru diferite uleiuri. Viscozitatea aleasă a fost de 100 cP care a condus la un interval de temperatură de circa 25°C (de la 49°C pentru uleiul STAS 410 la 75°C pentru uleiul Brighstock).

În cursul experimentărilor, sarcina a fost de 45,9 kgf (pe plăcuţa de oţel faţă de urma de contact, rezultă circa 650 kgf/cm^2).

La anumite intervale de timp, în vederea verificării condiţiilor de funcţionare, s-a redeterminat viteza de uzură pentru uleiul STAS 410. În acest mod s-a putut constata totodată influenţa pe care o are aditivul asupra suprafeţei metalice de bronz. A fost necesar ca după fiecare încercare instalaţia să funcţioneze cîteva ore cu un ulei puţin vîscos pentru îndepărtarea unui strat de metal de cîţiva microni, format în urma funcţionării anterioare.

În urma studiilor efectuate [3] se constată că în cazul uleiului STAS 410 viteza de uzură este de 30 mg/h; pentru uleiul Brighstock neaditivat, 6 mg/h, fapt explicabil prin conţinutul său în produse grele (neeliminate la rafinare) care joacă rol de aditivi de extremă presiune.

Uleiurile 10004 V şi 10003 T (2,6 mg/h şi respectiv 0,4 mg/h) se comportă la fel.

În cazul acestor combinaţii, s-a dovedit că formula cea mai eficace este aditivul format din parafină împreună cu naftenat de plumb (0,07 mg/h).

O combinaţie simplă şi totodată eficace este dată de uleiurile 10004 V cu 5% ulei sulfurizat (0,27 mg/h).

Avîndu-se în vedere posibilitatea de extindere a metodei şi instalaţiei, care în prezent se aplică la Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia“ şi Institutul Petrochim Ploieşti, se prezintă cîteva exemple:

Exemplul 1 privind *determinarea calităţii de ungere a unui ulei, cu sau fără aditiv.*

Utilizîndu-se cuplul de frecare menţionat, s-a obţinut — după iradiere — o activitate specifică de 0,2 mCu/g; ambele suprafeţe au fost în prealabil rectificate.

După prepararea instalaţiei, au fost introduse succesiv în cuva *6*, cîte 250 g ulei tip valvolină pur şi acelaşi ulei cu 6% parafină clorurată (viscozitatea uleiurilor a fost de 100 cP, iar sarcina pe plăcuţă de oţel de 49 kgf).

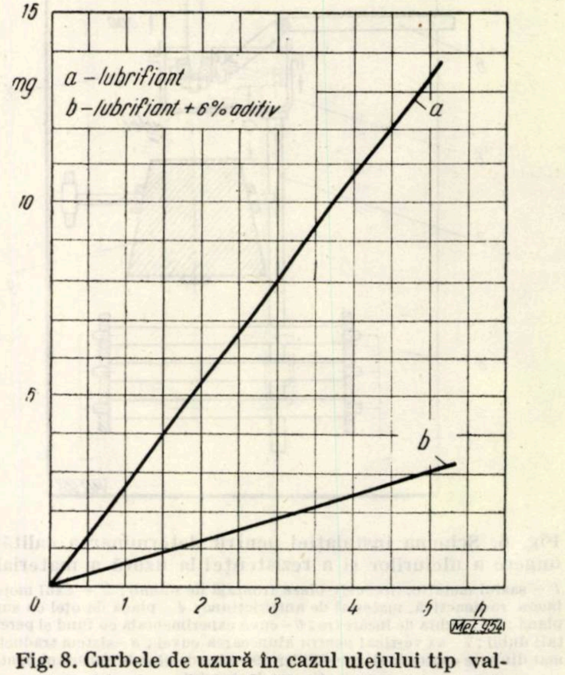


Fig. 8. Curbele de uzură în cazul uleiului tip valvolină (*a*) şi acelaşi lubrifiant aditivat cu 6% parafină clorurată (*b*).

Pentru fiecare lubrifiant, cuplul de frecare cufundat în ulei a lucrat 5 ore; după fiecare oră de funcţionare s-a coborît cuva *6* în interiorul grupului de contoare de radiaţie *8*, şi s-a determinat numărul de impulsuri respectiv rezultînd astfel cele cinci puncte ce determină curbele de uzură *a* şi respectiv *b* (fig. 8).

Trebuie să se acorde o deosebită atenţie preparării etalonului de măsură, pentru a se evita numeroase erori (de material, activare, diluție etc.). Fiecare bucșă radioactivă trebuie să-și aibă etalonul respectiv.

Din compararea pantelor celor două curbe, rezultă că prin introducerea parafinei clorurate se îmbunătățește evident calitatea de antiuzură a uleiului, rezultînd o viteză de uzură de 0,6 mg/h față de 2,6 mg/h pentru uleiul neaditivat.

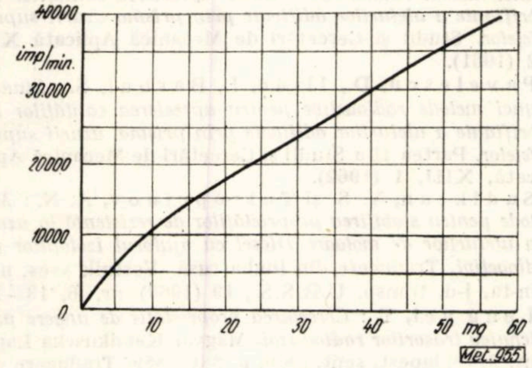


Fig. 9. Diagrama etalon pentru bucșa radioactivă folosită în exemplul 1.

Prin schimbarea materialului cuplului în frecare și menținerea aceluiași lubrifiant, instalația permite și determinarea calității de antiuzură a materialelor.

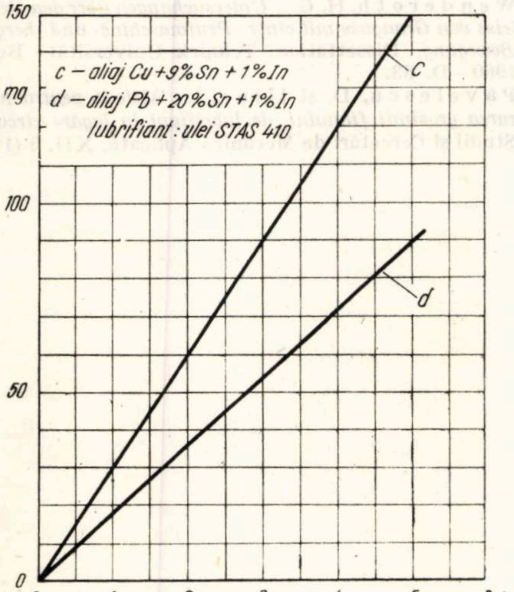


Fig. 10. Curbele de uzură (*c* și *d*) pentru cele două materiale de antifricțiune indicate pe figură.

Astfel, *exemplul 2* privește *determinarea calității de rezistență la uzură a două materiale de antifricțiune* : bronz cu 9% Sn și 1% In, și plumb cu 20% Sn și 1% In.

S-au menținut aceiași parametri și aceleași caracteristici funcționale ca în exemplul precedent, folosindu-se un ulei mineral neaditivat.

În mod similar s-au obținut curbele *c* și *d* (fig. 10) care indică calități superioare de antiuzură a compoziției bronz-staniu (curba *c*) față de compoziția plumb-staniu (curba *d*) respectiv vitezele de uzură de 18 mg/h față de 30 mg/h.

Se menționează că studii similare s-au făcut pentru Uzina „23 August'' în scopul determinării cuplului optim de antiuzură (materiale de antifricțiune și oțel de arbore) pentru motoarele Diesel și pentru a verifica calitățile de ungere ale unui ulei după 100 ore de funcționare.

Instalația prezintă o reproductibilitate cu o abatere maximă relativă de ± 25%, dedusă prin folosirea bucșei radioactive din Bz — Sn — In, utilizată în exemplele 1 și 2, experimentîndu-se un asemenea ulei, în condiții similare în 5 reprize a cîte 7 ore fiecare experimentare.

Sensibilitatea instalației rezultă din valoarea raporturilor *R* (impulsuri/min)/*G*(mg), de pe curba etalon (fig. 9) și valoarea activității minime de 100 impulsuri/min.

Concluzii

Metoda și instalația de măsură prezentate duc la următoarele avantaje :

— poate fi folosită atît pentru determinarea calităților de ungere ale uleiurilor, cît și pentru determinarea calității de antiuzură a materialelor ;

— permite studierea unor cantități reduse de uleiuri (maximum 250 g pentru fiecare probă) ; de asemenea, permite studierea unor cantități reduse de oțeluri, fonte și aliaje de antifricțiune, piesele cuplului de frecare avînd circa 35 grame fiecare și putînd fi utilizate în mai multe determinări ;

— asigură menținerea suprafeței *liniare* de contact și deci a unei sarcini specifice constante.

— elimină dificultățile legate de criteriul apariției gripării ;

— suprimă pompa de circulație și circuitul respectiv, eliminînd astfel depunerea produselor de uzură și asigură o repartiție omogenă a suspensiilor radioactive ;

— concentrează diferitele faze ale măsurării (mecanice și radioactive) în corpul aceleiași aparaturi, de gabarit redus, prin plasarea și manevrarea pe verticală a elementelor componente ;

— asigură o sensibilitate de măsură de ordinul 10^{-7} g/cm^3 ulei și în același timp o bună reproductibilitate pentru cazul unui fenomen complex ca cel al uzurii.

De asemenea, aparatura poate fi folosită și la studiul fenomenelor de uzură în condiții variabile de temperatură, viteză de alunecare etc. Ea a fost apreciată ca invenţie de către O.S.I.

Cercetările efectuate în legătură cu realizarea acestei instalaţii [1], [2], [3] au condus la concluzia că studiile asupra materialelor şi lubrifianţilor, în diferite condiţii, sînt mult mai comode şi concludente dacă sînt efectuate în prealabil pe modele adecvate, decît dacă ele sînt efectuate direct pe maşini sau motoare, această verificare fiind necesară abia în etapa următoare. În agregate, este greu să se menţină constanţi parametrii care condiţionează fenomenul uzurii ; chiar dacă se reuşeşte să se menţină constanţi unii parametri *externi* (temperatură, turaţie, sarcină etc.) *condiţiile locale* ale cuplului de uzură, care determină direct gradul de uzură al acestuia se modifică totuşi în timp, influenţînd rezultatul măsurării. Imposibilitatea de a urmări pe instalaţii complexe modul de variaţie a condiţiilor locale poate conduce la concluzii greşite asupra influenţei diferiţilor parametri asupra uzurii. Astfel, prin compensarea influenţei unor factori din motor, este posibil ca două uleiuri diferite să prezinte caractere asemănătoare de antiuzură, realitatea fiind cu totul alta şi deci rezultatul încercării respective direct pe motor este eronat. Încercările pe maşini şi motoare, în condiţii normale, sînt deci necesare ca o verificare a concluziilor de pe modele, ele trebuind totuşi să fie efectuate într-un număr cît mai mare de determinări.

Se constată că la aceleaşi concluzii au ajuns şi autorii lucrărilor [4], [5], [9] care exprimă păreri asemănătoare, cu privire la necesitatea încercării pe modele şi aspectele fenomenului de uzură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pavelescu, D., Iliuc, I., Barbul, S. etc. : *Metodă pentru studiul uzurii lagărelor cu izotopii radioactivi.* Studii şi cercetări de Mecanică Aplicată XI, 6 (1960).

[2] Pavelescu, D., Iliuc, I.. Barbul, S. : *Studiul unei metode radioactive pentru aprecierea calităţilor lubrifiante a uleiurilor aditivate prin prisma uzurii suprafeţelor.* Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată XII, 2 (1961).

[3] Pavelescu, D., Iliuc, I., Barbul, S. : *Studiul unei metode radioactive pentru aprecierea calităţilor lubrifiante a uleiurilor aditivate prin prisma uzurii suprafeţelor.* Partea II-a Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată, XIII, 1 (1962).

[4] Sadîkean, V. S. şi Totropcinov, A. N. : *Metode pentru stabilirea proprietăţilor de rezistenţă la uzură a uleiurilor de motoare Diesel cu ajutorul izotopilor radioactivi.* Traducere din limba rusă. Vestnik vses. n-1, in-ta, j-d. transp. U.R.S.S., **19** (1960) nr. 6, 13–17.

[5] Lengyel, T. : *Cercetarea proprietăţii de ungere prin tehnica trasorilor radioactivi.* Magyar Kémikuscka Lapja nr. 9, Budapest, sept. 1960, p. 381–389. Traducere din limbă ungară.

[6] Tipei, N. : *Hidroaerodinamica lubrificaţiei.* Edit. Acad. R.P.R. Bucureşti, 1957, p. 11, 87 şi 528–538.

[7] Diacenko, E. P. : *Primenenie radioactivnih izotopov v tehnike.* Maşghiz, Moskva, 1958.

[8] Zudeima, H. H. : *Caracteristicile tehnice ale uleiurilor lubrifiante.* Traducere din limba cehă. IDT Bucureşti, 1954.

[9] Tanscher, H., şi Fleischer, M. : *Comportarea la uzură a fontelor în funcţie de structura şi starea suprafeţei.* Metalloberfläche, München, Sept. 1961.

[10] Turcan, I., G. şi Vinogradov G. V. : *O nouă maşină cu patru bile pentru aprecierea proprietăţilor de antiuzură ale uleiurilor lubrifiante* (traducerea din limba rusă). (IDT Zavodskaia laboratoria, **25**, (1959) nr. 11 p. 1394–1396.

[11] Wenderoth, H. G. : *Untersuchungen über den Verschleiss von Grauguss mit einer Prufmaschine und hergende Bewegung,* Dissertation, Tehnick Universität. Berlin, 1960–D. 83.

[12] Pavelescu, D. şi Iliuc, I. : *Metode pentru măsurarea grosimii filmului de lubrifiant la lagăre circulare.* Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată, XII, 5 (1961).

Pentru tînărul inginer

CZ 531.231 :533·65.013.4

Asupra determinării momentelor de inerție

Ing. MARIN TRIȚĂ
Întreprinderea de construcții și reparații material aeronautic

Odată cu dezvoltarea noastră tehnico-industrială, au luat ființă multe și variate institute de proiectare, precum și servicii sau chiar birouri de studii și proiectări în cadrul întreprinderilor.

Unul dintre elementele de calcul ale proiectantului este momentul de inerție; momentul de inerție geometric, necesar la dimensionarea elementelor de rezistență ale mașinii sau construcției, iar momentul de inerție mecanic, la studiul dinamic al ei: echilibraj, vibrații, stabilitate, performanțe.

Pentru secțiunea plană sau solidul al căror contur se poate exprima prin ecuații, momentul de inerție se determină teoretic; pentru secțiunea plană de contur oarecare, se utilizează metode grafice aproximative sau aparate speciale numite momentometre. Propriu-zis, proiectantul determină modulele de rezistență ale secțiunii, pentru care are nevoie de elipsa centrală de inerție și de orientarea ei. Momentul de inerție mecanic al pieselor în mișcare ale mașinii se determină — înainte de proiectare — prin formule empirice aproximative și — după confecționarea lor — numai experimental.

Pentru piesele ce prezintă simetrie (un volant, o roată dințată, o elice marină sau de motor de aviație) se poate aplica metoda pendulului de torsiune sau a pendulului fizic; pentru piesele asimetrice — pentru care se cunoaște distanța centrului de greutate la axa de suspensie — se aplică numai metoda pendulului fizic.

Există însă piese cărora nu li se cunoaște distanța centrului de greutate la axa de suspensie; pentru acestea unele tratate recomandă montaje auxiliare, în scopul determinării momentului de inerție.

Sînt însă piese asimetrice (ca arborele cotit de motocicletă sau de motor de aviație în stea, cu un maneton și două paliere) cărora nu li se pot adapta montaje auxiliare.

În cele ce urmează se va expune *o metodă nouă generală* experimental-analitică, bazată pe un principiu cunoscut din mecanică, ce rezolvă — prin mijloace elementare — problema determinării momentului de inerție al unei figuri plane sau al unui solid — de contur oarecare — prin două dispozitive universale.

I. Principiul metodei

Principiul metodei este cel al pendulului fizic. Se consideră un corp C (fig. 1) cu posibilitatea de a oscila pe generatoarele cilindrilor C_1 și C_2, cu secțiuni circulare drepte, respectiv de raze r_1 și r_2, cu distanțele d_1 și d_2 de la centrul G de greutate al corpului la axele cilindrilor.

Din pendularea corpului pe cilindrul C_1 se determină — prin cronometrarea a 50—100 oscilații complete — perioada T_1 proprie de oscilație; raza de girație (inerție) în raport cu dreapta ce trece prin G și paralelă cu axele cilindrilor este:

$$K^2{}_G = \frac{g d_1 T_1^2}{4\pi^2} - (d_1 - r_1)^2. \qquad (1)$$

Dintr-o pendulare analogă pe cilindrul C_2 rezultă:

$$K^2{}_G = \frac{g d_2 T_2^2}{4\pi^2} - (d_2 - r_2)^2; \qquad (2)$$

suma

$$d_1 + d_2 = d \qquad (3)$$

se poate măsura.

Se elimină d_1 și d_2 între relațiile (1), (2) și (3) și se obține:

$$K^2{}_G = f(r_1, r_2, d, T_1, T_2) \text{ și deci } I_G = mK^2{}_G, \qquad (4)$$

în care masa este obținută prin cîntărire.

O aplicare imediată este determinarea momentului mecanic de inerție al unui arbore cotit cu un maneton și două paliere (sau orice arbore cotit al cărui centru de greutate nu se află pe axul fusului), în care r_1 și r_2 sînt razele, manetonului și ale fusului, iar d este semicursa motorului.

Astfel, cu timpii perioadelor de oscilație a două pendulări și elementele geometrice accesibile măsurărilor se determină momentul mecanic de inerție fără a avea nevoie de poziția centrului de greutate, care pînă acum constituia dificultatea în rezolvarea acestei probleme.

La arborii cotiți echilibrați prin contragreutăți, centrul de greutate este plasat — față de axul geometric al fusului — pe partea opusă manetonului (ceea ce se constată prin simpla sprijinire a fusului) și în acest caz relația (3) devine $d_1 - d_2 = d$.

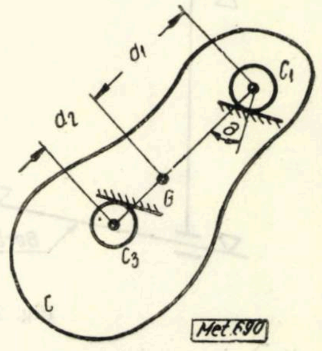


Fig. 1

II. Dispozitiv universal pentru determinarea modulelor de rezistență ale unei secțiuni plane oarecare

Pe două bare calibrate (fig. 2) din oțel dur de 8–10 mm diametru și 200–300 mm, lungime, se montează două biele din oțel sau alamă cam de aceeași lungime cu a barelor, care să aibă cîte o fantă longitudinală de 2,5 mm lățime ; una dintre biele va purta lateral patru șuruburi, iar cealaltă poate avea și două, necesare la fixarea – în planul dispozitivului – a profilului secțiunii, confecționat din tablă de plumb de 2 mm, ale cărui module de inerție trebuie să fie determinate.

Prin dubla pendulare a dispozitivului pe cele două bare și utilizarea formulelor menționate, se determină, odată pentru totdeauna, constantele dispozitivului și anume :

– momentul mecanic de inerție în raport cu dreapta orizontală ce trece prin G, paralelă cu barele ;

– poziția centrului de greutate dată de

$$d_1 = [d^2 - dh\,T_2^2 + r_2^2 - r_1^2 - 2d\,r_2] :$$
$$[2d - h\,(T_1^2 + T_2^2) - 2\,(r_1 + r_2)], \qquad (5)$$

în care

$$h = \frac{g}{4\pi^2} = 24{,}85,\ \text{cm/s}^2.$$

după ce s-a eliminat $K^2{}_G$ și d_2 între relațiile (1), (2) și (3).

Formula (5) se reduce la forma :

$$d_1 = A\,[B - T_2^2] : [C - T_1^2 + T_2^2], \qquad (5')$$

în care A, B și C sînt cunoscute în funcție de h, r_1, r_2 și d.

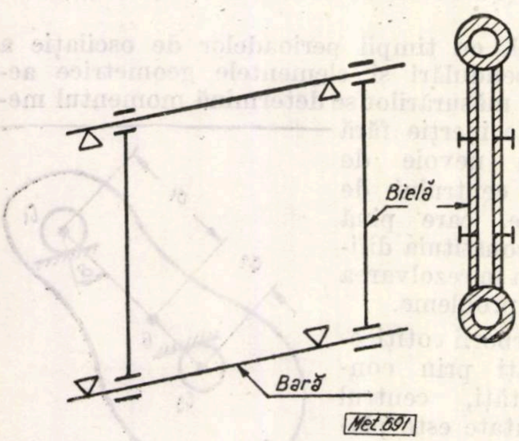


Fig. 2.

Se fixează profilul în dispozitiv și – din dubla pendulare și aplicarea formulelor – se obține centrul de greutate și momentul mecanic de inerție al ansamblului, elemente din care se deduce poziția centrului de greutate al profilului și momentul mecanic de inerție respectiv, astfel :

Fie : G_1, m_1, l_1, I_1, respectiv poziția centrului de greutate, masa, înălțimea lui G_1 și momentul mecanic de inerție al dispozitivului în raport cu dreapta paralelă cu barele B și care trece prin G_1, G_2, m_2 l_2, I_2, aceleași elemente ale profilului ; și G_{12}, m_{12}, l_{12}, I_{12}, aceleași elemente ale ansamblului (corp plus dispozitiv), distanțele se măsoară de la axa unei bare B (fig. 3) dată de d_1.

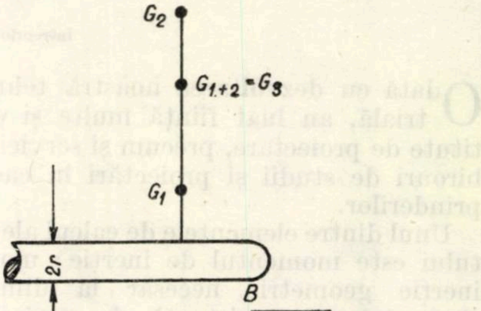


Fig. 3

Din relația centrelor de greutate :

$$m_1\,l_1 + m_2\,l_2 = m_{12}\,l_{12},$$

rezultă singura necunoscută l_2, iar din relația între momentele de inerție

$$I_1 + m_1\ (l_{12} - l_1)^2 + I_2 + m_2\ (l_2 - l_{12})^2 = I_{12}$$

rezultă singura necunoscută I_2 și deci raza de girație respectivă.

Se ia distanța $l_2 + \frac{r}{2}$ între vîrfurile unui șubler care se sprijină pe partea exterioară a barei B, se trasează o dreaptă paralelă cu B și care trece prin G_2 ; se slăbesc șuruburile și se rotește profilul cu 90° în propriul lui plan (după ce s-a trasat, tot cu șublerul, o dreaptă paralelă cu prima, la marginea profilului, paralelă care va ghida așezarea a doua a profilului).

Procedînd astfel se obțin două axe perpendiculare x Gy și razele de girație k_x și k_y în raport cu ele (scriind pentru simplificare G în loc de G_2).

Se repetă această operație pentru o a treia dreaptă Gz sub un unghi $\theta = 30° - 50°$ cu axa Gz și se obține raza respectivă de girație k_z.

Luînd pe Gx de o parte și de alta a lui G, mărimile

$$Gm_1 = Gm_1' = 1/k_x \ \text{și pe Gy}$$
$$Gm_2 = Gm_2' = 1/k_y \ \text{etc.}$$

se obțin pe cele trei axe, trei perechi de puncte m care se află pe *elipsa centrală de inerți*.

Fasciculul de conice care trec prin primele două perechi de puncte m este:

$$\lambda xy + \alpha\beta = 0$$

în care $\alpha = 0$ și $\beta = 0$ sînt ecuațiile dreptelor $\overline{m_1 m_2}$ și $\overline{m_1' m_2'}$ (fig. 4).

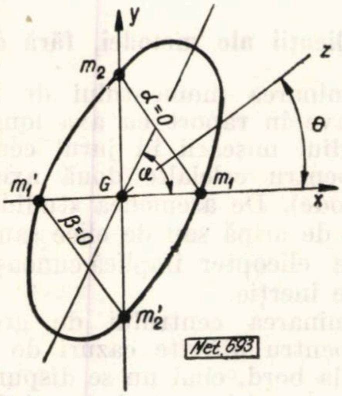


Fig. 4

Conica din fascicul care trece prin punctul bine determinat:

$$m_3 = \left(\frac{\cos\theta}{k_z}, \frac{\sin\theta}{k_z}\right)$$

este

$$\lambda_3\, xy + (xk_x + yk_y)^2 - 1 = 0$$

adică *elipsa centrală de inerție*; orientarea față de axele $x\,Gy$ este dată de:

$$\operatorname{tg} 2\varphi = \frac{2a_{12}}{a_{11} - a_{22}} = \frac{\lambda_3 + 2k_x k_y}{k_x^2 - k_y^2} =$$

$$= 2\,\frac{k_x^2\cos^2\theta + k_y^2\sin^2\theta - k_z^2}{\left(k_y^2 - k_x^2\right)\sin^2\theta}.$$

Inversele semiaxelor elipsei oferă razele principale de inerție k_1 și k_2; astfel, din măsurările efectuate chiar pe placa de plumb se ajunge la modulele de inerție ale profilului.

III. Dispozitiv universal pentru determinarea momentului mecanic de inerție al unui corp oarecare

Se construiește un leagăn (fig. 5) cu fundurile din segmente de cerc (S și s) de raze R și r, asamblate astfel încît cele patru segmente să se sprijine pe generatoarea comună G_0 din planul longitudinal de simetrie; fiecare fund este format din cîte un segment mare și unul mic, asamblate prin sudură sau nituri.

Cronometrînd perioada de oscilație a dispozitivului, sprijinit odată pe sectoarele S și încă o dată pe sectoarele s, pe un suport cu două șine paralele așezate orizontal, se obțin odată pentru totdeauna elementele dispozitivului:

— înălțimea centrului de greutate G_1 și

— momentul mecanic de inerție în raport cu dreapta orizontală ce trece prin G_1 și este paralelă cu G_0.

Încărcînd dispozitivul cu corpul al cărui moment mecanic de inerție trebuie să fie determinat, se pendulează de două ori, se folosesc aceleași formule și se află distanța $G_0\,G_{12}\,(= l_{12})$ a noului sistem precum și momentul mecanic de inerție.

Cu elementele dispozitivului, cu elementele ansamblului (dispozitiv plus corp) și cu aceleași formule, se determină, ca și la primul dispozitiv, raza de girație a corpului în raport cu dreapta orizontală ce trece prin G_2 și paralelă cu G_0.

Prin montarea corpului pe un suport convenabil și mișcarea acestuia în plan orizontal și vertical, în cîteva poziții, pentru care se efectuează pendulările respective, se obține numărul de puncte necesare determinării elipsoidului lui central de inerție. Acest elipsoid este determinat de șase parametri; sînt deci suficiente trei pendulări în jurul a trei axe rectangulare și a cîte o dreaptă din fiecare plan determinat de cîte două din cele trei axe.

Observații:

1. Profilul secțiunii drepte din plumb de la dispozitivul nr. 1 poate să fie prins pe dispozitivul nr. 2, iar corpul oarecare de pe dispozitivul nr. 2 să fie prins axial pe dispozitivul nr. 1, cu condiția ca elementele de prindere să aibă mișcări paralele cu axele de suspensie, iar pozițiile dispozitivelor încărcate să fie aceleași față de verticală ca și ale dispozitivelor neîncărcate.

2. Dacă se caută numai momentul polar de inerție al secțiunii oarecare, este suficient ca profilul să se confecționeze din carton de 2—3 mm grosime; se caută centrul de greutate prin două suspensii cu fir cu plumb (sau altă metodă) și se pendulează o singură dată, pe un ac înfipt

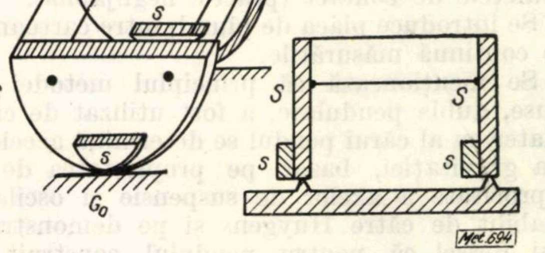


Fig. 5

perpendicular pe planul lui, determinîndu-se astfel k_G.

3. Masa superficială se deduce din raportul greutăților profilului și a unui triunghi tăiat din aceeași foaie de plumb (sau carton), ambele cîntărite cu o balanță tehnică de laborator.

IV. Legitimitatea utilizării metodei aplicată la cele două dispozitive

Ecuația mișcării sistemului include:

1. Masa plăcii cu profilul.
2. Rezistențele:

— deformarea materialului la punctele de sprijin;

— viscozitatea aerului;

— rugozitatea suprafeței profilului;

— forma conturului profilului, elemente ce afectează atît amplitudinea mișcării cît și perioada proprie de oscilație.

S-a placat cu carton subțire și lucios o placă din plumb și una din carton, de dimensiuni egale (2×70×90 mm) și s-au pendulat în jurul unei axe materializată prin două ace înfipte în marginile fiecărei plăci; se obțin erorile relative: — pentru placa din plumb sub 0,5% față de pătratul razei de girație, teoretic $h^2/12$, iar — pentru placă din carton, de 15 ori mai mare.

Se înțelege că aceste erori vor fi mai mari la determinarea cu dispozitivul fiindcă se efectuează mai multe operații.

Din pendularea unui cilindru de oțel de 45 mm diametru pe dispozitivul nr. 2 s-a obținut o eroare relativă sub 2% față de pătratul razei de girație teoretică $D^2/8$.

Dispozitivul nr. 1 permite anularea aproape totală a erorilor datorite rezistențelor, procedînd astfel: se montează pe dispozitiv două cartoane avînd același contur ca și placa de plumb, profil a cărui elipsă de inerție se caută; prin cele două pendulări se obțin caracteristicile dispozitivului în care se includ și rezistențele respective: rezistența aerului, rugozitatea suprafețelor, forma profilului și o parte din rezistența datorită deformării materialului pe suprafețele de contact (practic neglijabilă).

Se introduce placa de plumb între cartoane și se continuă măsurările.

Se menționează că principiul metodei expuse, dubla pendulare, a fost utilizat de către Kater cu al cărui pendul se determină accelerația gravitației, bazat pe proprietatea de reciprocitate a axelor de suspensie și oscilație, stabilit de către Huygens și pe demonstrația lui Bessel că pentru pendulul construit simetric în raport cu planul cuțitelor, raportul $1/T^2$ din determinarea lui g este independent de viscozitatea aerului antrenat în pendulări (suprafața fiind prea mică în raport cu greutatea sistemului).

Principiul s-a mai utilizat de asemenea, ca un caz particular al acestor formule ($r_1 = r_2 = 0$) la determinarea greutății capetelor de bielă sau la determinarea momentului ei de inerție.

V. Alte aplicații ale metodei, fără dispozitive

1. Determinarea momentului de inerție al unei aeronave în raport cu axa longitudinală pentru studiul mișcării în jurul centrului de greutate (pentru celelalte două axe existînd și alte metode). De asemenea studiul vibrațiilor vîrfului de aripă sau de elice sau al palei rotorului de elicopter implică cunoașterea momentului de inerție.

2. Determinarea centrului de greutate al aeronavei pentru diferite cazuri de repartiție a greutății la bord, cînd nu se dispune de cîntare speciale (costisitoare) ci numai de un cronometru. Stabilitatea în zbor a aeronavei impune păstrarea centrajului ei, sau variația longitudinală a centrului de greutate între anumite limite apreciate la proiectare și definitivate la probele în zbor.

Pentru rezolvarea ambelor probleme, se va utiliza suspendarea aeronavei în două puncte ale unei grinzi așezată orizontal, cu două suspensii care să îmbrățișeze corpul aeronavei la locul de legătură. Se așază aeronava cu axa care interesează orizontal și, din balansarea de amplitudini mici, se obține perioada proprie T_1. Se păstrează aceleași legături și se reazemă sau se apasă lateral, mai jos, cu o bară legată tot de grindă și paralelă cu ea; prin aceasta s-a coborît axa de suspenie cu distanța d măsurată pe verticală între linia orizontală inițială de legătură de pe grindă și bara sau barele auxiliare. Prin a doua balansare se determină T_2. Cu ajutorul acelorași formule în care $r_1 = r_2 = 0$ și $d = d_1 - d_2$, se determină momentul de inerție căutat.

Determinarea centrului de greutate al aeronavei, al unei aripi etc. se face prin aceleași mijloace însă prin două suspendări la înclinări diferite. Cu aceleași formule se determină două orizontale ce trec prin centrul de greutate, care — așezate pe un plan de profil al aeronavei — determină prin intersecția lor centrul de greutate căutat.

În cazul cînd cele două legături (de fuselaj) sînt punctiforme, sistemul oscilant nu se mai comportă ca un sistem rigid cu un singur grad de libertate, din a cărui pendulare să rezulte o perioadă proprie de oscilație, ci ca două pendule care interferează jenîndu-se reciproc.

Protecția muncii

CZ 621.94−783.63 : 628.511 :614.8

Măsuri de protecție împotriva așchiilor și prafului la strunjirea materialelor fragile și nemetalice

Ing. IOSIF KATZ
Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii al C.C.S.

Una dintre mașinile-unelte cele mai răspîndite în toate ramurile industriale din economia națională este strungul.

Dat fiind și numărul mare de astfel de mașini instalate în atelierele de întreținere ale diferitelor întreprinderi care nu fac parte din industria constructoare de mașini, cunoașterea măsurilor de tehnica securității, care trebuie luate pentru prevenirea accidentelor la aceste mașini este deosebit de importantă.

Analizîndu-se accidentele care s-au produs la mașinile-unelte, s-a constatat că, din numărul total de accidente ivite la aceste mașini, o parte destul de însemnată a avut loc la strunjiri de diferite tipuri. Peste 70% din totalul accidentelor care au avut loc la strunguri sînt cazuri de răniri și arsuri ale diferitelor părți ale corpului omenesc, datorate așchiilor metalice care se desprind în timpul prelucrării piesei. În cazul strunjirii rapide, pericolul de accidentare crește, deoarece cantitatea de așchii desprinse din piesă în unitatea de timp este mult sporită.

Obținerea unei anumite forme de așchii depinde de mai mulți factori :

— caracterul prelucrării (strunjire, filetare);

— particularitățile constructive și geometria sculei;

— proprietățile fizico-chimice ale materialelor (compoziție, fragilitate, duritate);

— regimul de așchiere.

Caracterul accidentelor provocate de așchii este determinat în mare măsură de forma și temperatura acestora.

Așchia de rupere prezintă o importanță deosebită din punct de vedere al tehnicii securității deoarece în cazul strunjirii materialelor fragile (fonta, bronzul, alama etc.) așchia — de forme și dimensiuni diferite — se detașează de pe piesă sub forma unui jet. Direcția de proiectare și distanța pînă la care sînt dispersate așchiile depind de factorii menționați.

În cazul vitezelor mari (peste 300 m/min), distanța de dispersare a așchiilor poate atinge 4—6 m, iar temperatura așchiilor 600—700°C.

În timpul prelucrării fontei și a materialelor neferoase, așchiile detașate prezintă pericol, deoarece, desprinzîndu-se la o temperatură de sute de grade, pot provoca arsuri ale corpului sau pot răni ochii muncitorului. Totodată, au loc degajări de praf, care în cele mai multe cazuri este dăunător atît pentru organismul omului, cît și pentru mașină, deoarece particulele mărunte de așchii și praful pătrund între ghidaje provocînd uzura prematură a acestora și reducînd precizia de lucru a strungului.

Pentru evitarea accidentelor produse de așchiile proiectate se folosesc două metode de protecție :

a) introducerea unui obstacol transparent în traiectoria așchiilor, în spațiul dintre cuțit și fața strungarului;

b) dirijarea jetului de așchii într-o direcție nepericuloasă (spre partea opusă feței strungarului).

Dintre mijloacele de protecție folosite în primul caz se menționează ochelarii, apărătorile individuale, ecranele și dispozitivele de dirijare a așchiilor.

Ochelarii de protecție protejează foarte bine ochii contra așchiilor proiectate, dar nu protejează de loc fața, mîinile și gîtul muncitorului contra arsurilor și tăieturilor produse de așchii, deci pot fi folosiți la prelucrarea metalelor la viteze mici.

Apărătorile individuale pot fi utilizate la prelucrarea cu viteze de așchiere mai mari a metalelor atunci cînd apare pericolul de arsuri ale feței și ale gîtului muncitorului. Apărătorile individuale trebuie să fie confecționate dintr-un material transparent incombustibil. Ele prezintă avantajul că apără ochii, fața și gîtul muncitorului, dar nu apără mîinile, permit împrăștierea așchiilor și nu înlătură pericolul de accidentare a muncitorilor din jur.

În cazul ecranelor de protecție, o serie dintre inconvenientele arătate sînt înlăturate. La construcția acestor ecrane trebuie să se țină seama de construcția strungului, de forma așchiei și de direcția ei de aruncare. În acest scop au fost realizate atît în U.R.S.S. cît și în țara noastră o serie de astfel de ecrane. Ca exemplu, se descrie ecranul realizat de către Institutul de cercetări științifice pentru protecția muncii al Consiliului Central al Sindicatelor pentru strungul universal S3. Acest ecran permite o mînuire ușoară a mașinii-unelte, nu împiedică vizibilitatea muncitorului în timpul lucrului şi apără pe muncitor împotriva jetului de aşchii.

La strunjirea rapidă a metalelor fragile (bronz, fontă etc.) cantitatea de aşchii desprinse în unitatea de timp de pe piesa care se prelucrează este cu mult mai mare, decît la strunjirea normală mărindu-se în mod apreciabil viteza de aruncare a aşchiilor, precum şi temperatura lor. Din această cauză mijloacele de protecţie aplicate sînt mai puţin eficace.

Din aceste motive a fost necesară găsirea unor dispozitive care să dirijeze aşchiile spre un colector sau în albia maşinii, să protejeze pe muncitorul care lucrează la maşina respectivă, împiedicînd în acelaşi timp dispersarea aşchiilor în jurul maşinii. În vederea construirii acestui dispozitiv este necesar să se cunoască parametrii conurilor de dispersare a aşchiilor care se formează la strunjirea rapidă a metalelor şi anume: înălţimea, direcţia şi distanţa de dispersare a aşchiilor, unghiul conului de dispersare, unghiurile de abatere de la verticală, care sînt funcţie de natura materialului prelucrat şi de regimurile de aşchiere. Aplicarea acestor dispozitive se poate face numai la strungurile la care se prelucrează piese în serie şi numai la anumite operaţii.

Dintre mijloacele de protecţie folosite în cazul celeilalte metode, se menţionează:

— îndreptarea în jos a tăişului cuţitului şi schimbarea sensului de rotaţie a piesei;

— dirijarea unui jet puternic de aer sau de lichid dinspre muncitor spre aşchii;

— absorbţia prafului şi a aşchiilor cu ajutorul unei instalaţii de transport pneumatic.

Prin aplicarea primului procedeu, protecţia împotriva aşchiilor este asigurată, întrucît aşchiile sînt proiectate în jos astfel încît ele nu se mai împrăştie pe tot locul de muncă, fiind proiectate numai spre albia strungului.

Aplicarea acestui procedeu prezintă şi o serie de deficienţe, dintre care cea mai importantă constă în modificarea construcţiei actuale a strungului, deoarece, prin schimbarea sensului de rotaţie al acestuia, presiunea suportată de cuţit se transmite în sens invers asupra suportului portcuţit; suportul tinde deci să se deformeze, iar precizia prelucrării se reduce. Acest procedeu nu este aplicabil pentru parcul existent de strunguri, el fiind recomandat în special la proiectarea noilor tipuri de maşini.

Cel de-al doilea procedeu de protecţie, adică dirijarea unui jet puternic de aer sau de lichid dinspre muncitor spre aşchii, nu poate avea un domeniu larg de aplicare, deoarece acestea se împrăştie astfel pe tot locul de muncă. Aplicarea acestui procedeu se recomandă numai la prelucrarea pieselor foarte mici şi în cazul vitezelor mici de strunjire.

Cel de-al treilea procedeu a fost studiat şi experimentat atît de către Institutul de cercetări pentru protecţia muncii din Moscova, cît şi de către cel din ţara noastră.

Acest procedeu mai nou prezintă un interes deosebit pentru constructorii de maşini-unelte care acordă o atenţie deosebită problemei formării şi înlăturării prafului şi aşchiilor mărunte, în timpul strunjirii, în special la liniile automate şi la strunjirea în serie a pieselor din materiale fragile (fontă, bronzul etc.) precum şi din alte materiale nemetalice ca textolitul, grafitul, lignofoliul etc.

Efectuîndu-se o serie de cercetări în vederea determinării factorilor care influenţează formarea prafului în procesul de strunjire, s-a ajuns la următoarele concluzii:

— în timpul desprinderii şi ruperii aşchiilor (la materialele fragile) de pe piesă are loc o cădere de părticele mărunte şi praf de metal. Acest praf se formează şi în timpul strunjirii în urma frecării aşchiilor de muchia frontală a cuţitului;

— prin creşterea vitezei de strunjire, creşte şi viteza de desprindere a aşchiilor, deci şi cantitatea de particule de praf;

— mărind adîncimea de tăiere, cantitatea de praf creşte, deoarece, odată cu creşterea adîncimii de strunjire creşte şi suprafaţa de strunjire, prin urmare creşte şi numărul particulelor de praf;

— mărindu-se avansul la strunjire, cantitatea de praf care se degajă se micşorează într-o oarecare măsură. Aceasta se explică prin faptul că, odată cu mărimea avansului, se măreşte şi grosimea aşchiei, micşorîndu-se astfel numărul de desprinderi pe unitatea de timp. Această concluzie este valabilă numai în cazul strunjirii metalelor fragile. La strunjirea materialelor nemetalice (grafit, textolit, etc), aşchia fiind măruntă, rezultatul este invers, deoarece aceste materiale fiind foarte fragile, are loc o sfărîmare longitudinală şi transversală a stratului de material, care este cu atît mai intensivă cu cît avansul este mai mare;

— s-a constatat că la strunjirea materialelor cu cuţite avînd mai multe muchii tăietoare, se formează o cantitate mai mare de praf decît în cazul cînd strunjirea are loc cu un cuţit cu o singură muchie tăietoare şi cu o rază mică la vîrf;

— la strunjirea longitudinală, în apropiere de universal, din cauza rotaţiei acestuia, apare în zona cuţitului un jet de aer care este dirijat spre universal, a cărui viteză este în funcţie de viteza de rotaţie a universalului. În cazul strunjirii materialelor fragile cu greutate specifică mică (materiale plastice, textolit, grafit, material lemnos etc.) cu cuţitul normal, s-a remarcat o împrăştiere a prafului (fig. 1). Praful şi aşchia măruntă, separîndu-se de pe piesa care se prelucrează, se lovesc în drumul lor de suportul cuţitului, micşorîndu-şi foarte mult viteza. Din cauza jetului de aer, o mare parte din aceste aşchii este aspirată sub universal. ; o parte din aşchii este proiectată de către fălcile acestuia în stînga suportului cuţitului, iar cea mai mare cantitate de aşchii este proiectată spre partea din spate a maşinii-unelte. Totodată, o cantitate oarecare de praf este îndreptată în zona de respiraţie a muncitorului.

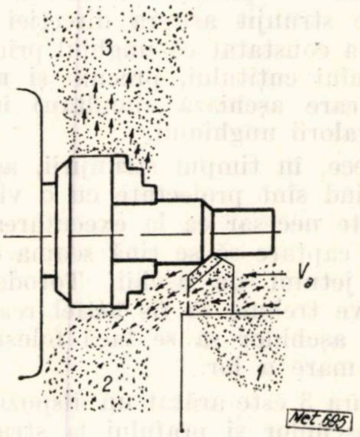


Fig. 1. Zonele de îmbîcsire a aerului cu praf în apropierea universalului, în procesul de aşchiere.

În experienţele efectuate de cercetătorii sovietici s-a împărţit spaţiul în care sînt proiectate aşchiile şi praful în trei zone 1, 2 şi 3 ; luîndu-se probele de aer respective după strunjirea longitudinală a unor materiale ca textolitul, grafitul şi lignofoliul (lemn bachelizat), s-a constatat că cantitatea maximă de praf se găseşte în zona 3, iar cantitatea minimă în zona 1 (tabela 1).

Tabela 1

Cantitatea de praf, mg/m^3, în diferite zone în jurul maşinii-unelte, la strunjirea în apropierea universalului

Materiale prelucrate	Zona de concentrare a prafului 1	2	3
Textolit	60	92	240
Lignofoliu	35	55	140
Grafit	180	275	700

Strunjirea acestor materiale s-a făcut în apropierea universalului, cuţitul aflîndu-se la o distanţă de 10—30 mm de fălcile acestuia.

Dacă se compară între ele cantităţile de praf proiectate în cele trei zone în cazul strunjirii textolitului, lignofoliului şi grafitului, se constată că în zona 2 a fost proiectată o cantitate de praf cu aproximativ 50% mai mare decît cea proiectată în prima zonă iar în zona a treia o cantitate de aproximativ patru ori mai mare. Probele au fost luate la nivelul respiraţiei strungarului.

În cazul strunjirii frontale cu un cuţit normal aşezat la o distanţă de universal mai mare de 50 mm, cantitatea maximă de praf a fost găsită în zona 1, iar cantitatea cea mai mică a fost găsită în partea din spate a strungului (fig. 1).

Strunjindu-se longitudinal aceleaşi materiale, cu cuţite de strunjit plan şi cu viteze mari, s-a constatat că cantitatea cea mai mare de praf se află în dreapta maşinii, spre păpuşa mobilă.

În vederea determinării formei şi a direcţiei jetului de aşchii în timpul strunjirii, cercetătorii sovietici au efectuat o serie de studii şi experimentări. În acest scop s-a construit un dispozitiv prevăzut cu aparat fotografic, care s-a montat pe suportul cuţitului, astfel ca să poată fotografia — în două planuri — jetul de aşchii în timpul procesului de strunjire orizontal şi vertical.

În vederea determinării formei jetului de aşchii în timpul strunjirii, au fost folosite pe rînd două cuţite : un cuţit normal pentru strunjit exterior longitudinal şi un cuţit de strunjit plan.

Regimurile de strunjire au variat consecutiv, adică : s-a variat viteza de strunjire v, menţinîndu-se constantă adîncimea de tăiere t şi avansul longitudinal s ; s-a variat t şi s-a menţinut constante v şi s etc.

Rezultatele experimentărilor au arătat că jetul de aşchii are o formă geometrică complicată. Astfel, în cazul variaţiei avansului s, s-a constatat că forma secţiunii transversale a jetului de aşchii se schimbă brusc în punctul de dispersare (ia o formă din ce în ce mai întinsă). În cazul variaţiei vitezei, această modificare are loc în mai mică măsură.

Este necesar ca direcţia de dispersare a jetului de aşchii să fie cunoscută întrucît cu ajutorul datelor obţinute se pot construi dispozitivele de captare a aşchiilor mărunte şi a prafului.

În acest scop s-au efectuat cercetări de laborator, strunjindu-se o serie de metale fragile (fonta, bronzul, alama etc.) precum şi materiale nemetalice (grafit, sticlo-textolit, lignofoliu etc.). S-a studiat influenţa vitezei v, a avansului s, a adîncimii de tăiere t şi a geometriei sculei de strunjit asupra direcţiei jetului de aşchii. Aceasta este determinată în spaţiu de următoarele unghiuri :

— ψ unghiul dintre direcţia jetului de aşchii şi muchia din faţă a cuţitului, în plan vertical (figura 2) ;

ψ' unghiul dintre direcţia jetului de aşchii şi direcţia avansului în plan.

În timpul experimentărilor făcute prin strunjirea atît a materialelor fragile metalice cît și a celor nemetalice, s-au obținut următoarele rezultate :

1) La strunjirea longitudinală, pentru o viteză variabilă v, avans s constant și adîncime

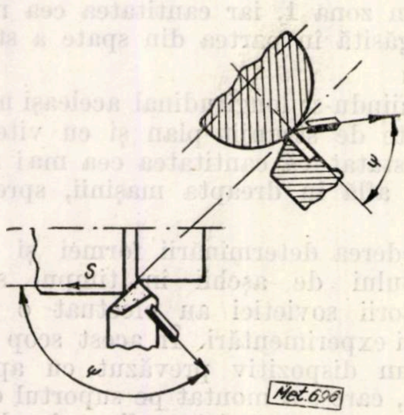


Fig. 2. Parametrii care determină direcția jetului de așchii.

de tăiere t constantă unghiurile ψ și ψ' au rămas aproximativ constante pentru fiecare material prelucrat ; s-a remarcat însă o creștere a distanței de împrăștiere a așchiei, adică o creștere a energiei cinetice a așchiilor.

În cazul strunjirii transversale, variația vitezei de așchiere influențează asupra mărimii unghiului ψ. Prin apropierea cuțitului de centrul piesei în timpul strunjirii, unghiul ψ' crește ; prin aceasta viteza de strunjire scade, iar distanța de împrăștiere a așchiilor scade.

2) Pentru avans s variabil, adîncime de tăiere t constantă și viteză de așchiere t constantă, s-a constatat că unghiul ψ a rămas constant, iar unghiul ψ' s-a modificat în mod simțitor odată cu modificarea avansului, căpătînd valoarea zero de la anumite valori ale avansului.

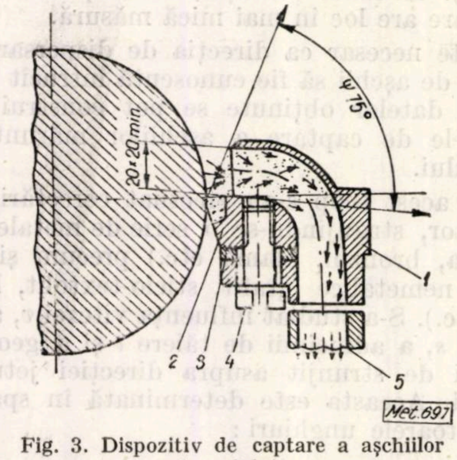


Fig. 3. Dispozitiv de captare a așchiilor și prafului.

3) Pentru adîncime de tăiere variabilă, viteză de așchiere constantă și avans constant, s-a constatat că unghiul ψ a rămas și în acest caz invariabil, iar unghiul ψ' s-a modificat odată cu modificarea avansului. Se presupune că această modificare s-ar datora în acest caz creșterii greutății așchiilor.

În ceea ce privește influența geometriei sculei de strunjit asupra direcției jetului de așchii, s-a constatat că unghiul principal, raza r a vîrfului cuțitului, precum și numărul de tăișuri (care așchiază simultan) influențează asupra valorii unghiului.

Deoarece, în timpul strunjirii, așchiile care se desprind sînt proiectate cu o viteză foarte mare, este necesar ca la executarea dispozitivelor de captare să se țină seama de caracteristicile jetului de așchii. Totodată, aceste dispozitive trebuie să fie astfel realizate încît captarea așchiilor să se facă folosind energia cinetică mare a lor.

În figura 3 este arătat un dispozitiv de captare a așchiilor și prafului la strunjirea longitudinală exterioară și frontală a pieselor din bronz, fontă, textolit etc. realizat de către Institutul de protecția muncii din Moscova.

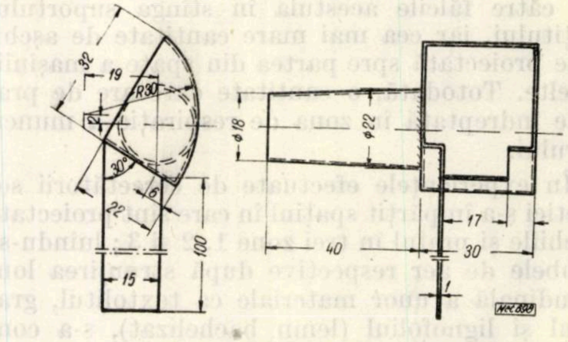


Fig. 4. Gură pentru absorbția așchiilor mărunte și a prafului.

Acest dispozitiv se compune din următoarele piese : un suport special tubular *1* prevăzut cu un braț prelungitor pentru fixarea în suportul cuțitului, un cuțit de strunjit *2* care se fixează în suportul tubular cu ajutorul unei plăcuțe zimțate *3* și a șurubului *4*. În acest fel suportul tubular și cuțitul său formează la partea superioară un canal al cărui orificiu de intrare a așchiilor și a prafului se găsește la partea superioară a muchiei tăietoare a cuțitului, în apropierea tăișului.

În timpul operației de strunjire, jetul de așchii și particulele de praf sînt proiectate spre orificiul de intrare, sub diferite unghiuri față de tăișul principal al cuțitului. Datorită energiei cinetice mari de care dispune, jetul de așchii se deplasează în lungul canalului de captare spre conducta de absorbție, de unde este transportat pneumatic mai departe printr-o conductă flexibilă *5* spre un agregat de aspirație și separare.

Dispozitivul astfel realizat prezintă o serie de avantaje:

— captează așchiile și praful care se degajă în timpul strunjirii;

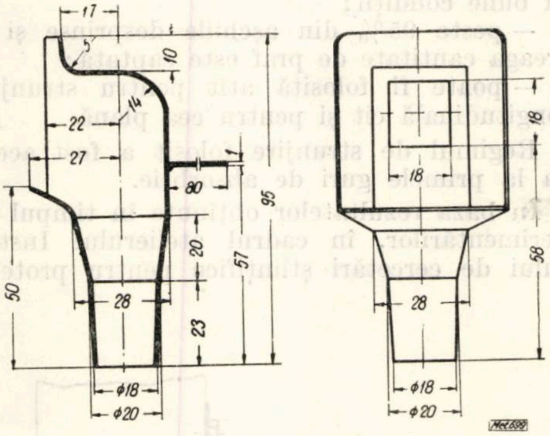


Fig. 5. Gură prevăzută cu margini laterale pentru absorbția așchiilor mărunte și a prafului.

— nu micșorează vizibilitatea strungarului;

— suportul tubular al cuțitului se poate executa în construcție sudată sau turnată;

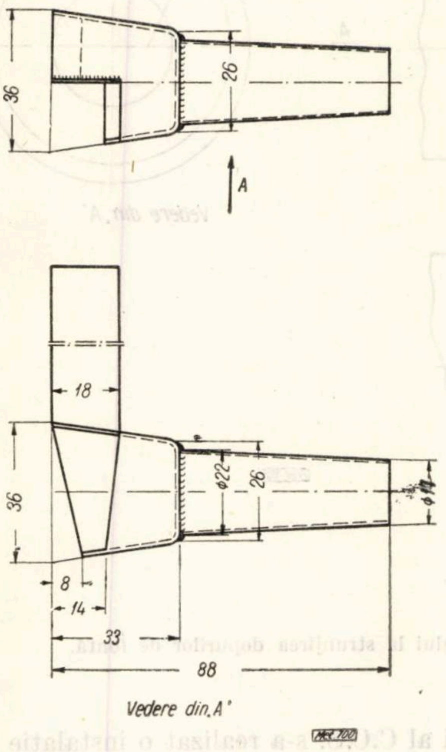


Fig. 6. Gură pentru absorbția așchiilor mărunte și a prafului cu montarea cuțitului lateral.

— după ce se scurtează, datorită reascuțirii, cuțitele pot fi apropiate de piesă cu ajutorul plăcuței zimțate *3*;

— dispozitivul este astfel construit încît fixarea sa în suportul cuțitului strungului să se poată face în patru poziții.

Dezavantajul acestui dispozitiv este acela că, în demontarea și reglarea cuțitelor, sînt necesari timpi suplimentari.

În cadrul Institutului de cercetări științifice pentru protecția muncii al C.C.S. — s-au studiat și realizat o serie de guri de absorbție și s-au făcut experiențe de captare a așchiilor și prafului la strunjirea fontei.

Experimentările s-au făcut pe un strung universal S 3.

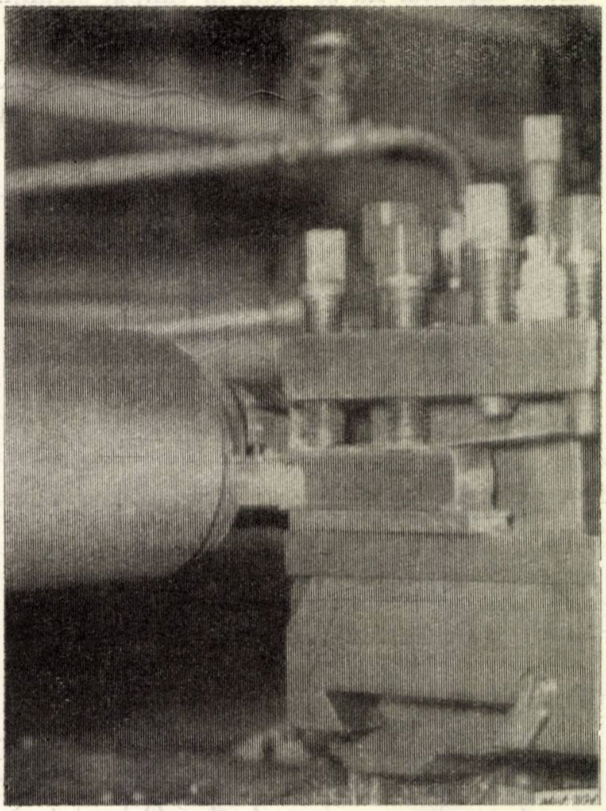


Fig. 7. Fixarea cuțitului și a gurii de absorbție în suport.

În figura *4* este reprezentată schița unei guri de absorbție care se montează în suportul cuțitului. De corpul gurii este sudată o lamelă de tablă pe care se sprijină cuțitul la montarea sa în suport. Montarea cuțitului în gura de absorbție și în suport s-a făcut astfel încît vîrful cuțitului să iasă în afară cu 2—2,5 mm, astfel încît captarea să aibă loc în bune condiții. Cuțitul folosit a fost un cuțit normal de strunjit.

S-a folosit o viteză de strunjire de 50 m/min, o adîncime de tăiere de 3 mm și un avans de 0,6 mm.

În timpul strunjirii s-a constatat că această formă de gură de absorbție nu reușește să capteze întreaga cantitate de așchii.

La partea inferioară, gura de absorbţie este prevăzută cu un ştuţ care se racordează la conducta flexibilă de aspiraţie.

În vederea unei captări mai bune a jetului de aşchii, s-a realizat o nouă gură de absorbţie (fig. 5), la care cuţitul de strunjire este introdus în interiorul ei prin peretele din spate. Ea este prevăzută lateral cu margini înclinate în vederea unei captări cît mai bune a aşchiilor.

Regimul de strunjire folosit a fost acelaşi. În urma experienţelor efectuate, s-a constatat că această gură de absorbţie captează aproximativ întreaga cantitate de aşchii ; spre deosebire de prima prezintă însă dezavantajul că vîrful cuţitului nu se vede în timpul strunjirii şi poate fi folosită numai pentru strunjirea longitudinală exterioară şi pentru un cuţit de o anumită secţiune.

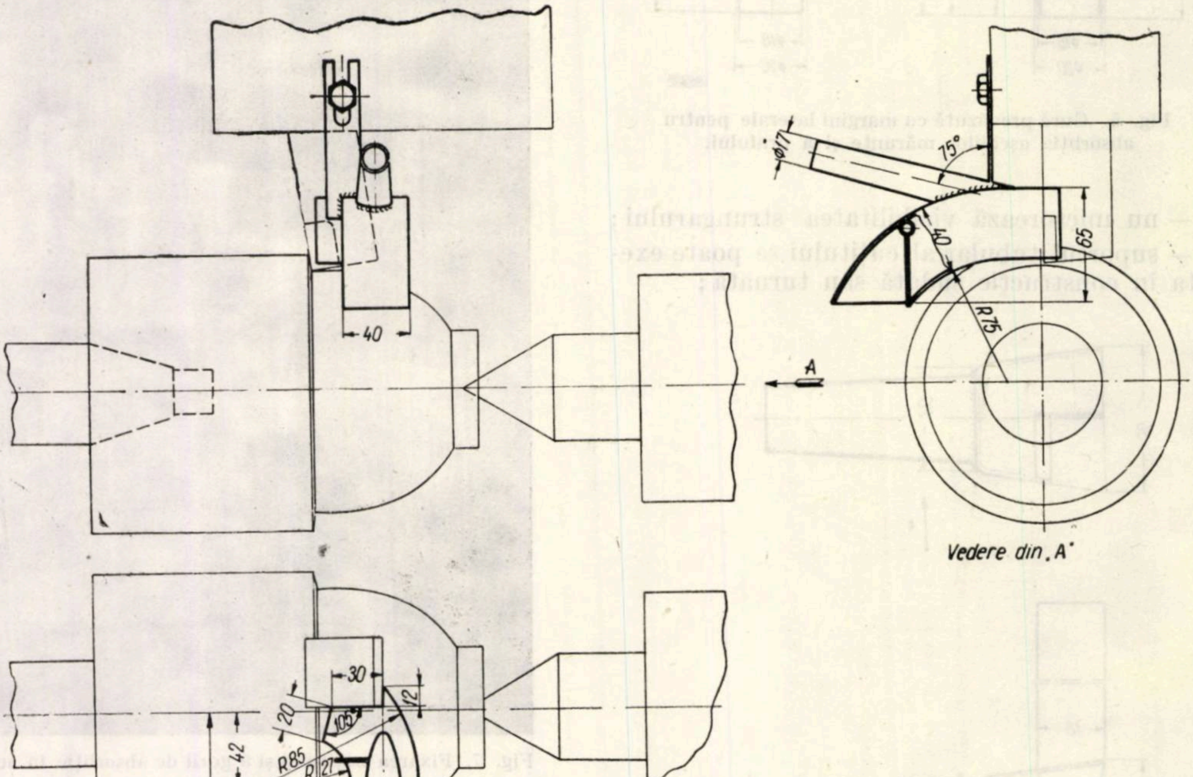


Fig. 8. Gură pentru absorbţia aşchiilor mărunte şi a prafului la strunjirea dopurilor de fontă.

În figura 6 este reprezentată o gură de absorbţie care poate fi folosită atît la strunjirea longitudinală cît şi la strunjirea plană. Spre deosebire de primele guri de absorbţie aceasta prezintă o serie de avantaje şi îmbunătăţiri :

— aşezarea cuţitului în gura de absorbţie se face lateral (fig. 7) ;

— la aceeaşi gură de absorbţie pot fi folosite cuţite de diferite secţiuni ;

— procesul de strunjire poate fi urmărit în bune condiţii ;

— peste 95% din aşchiile desprinse şi întreaga cantitate de praf este captată ;

— poate fi folosită atît pentru strunjirea longitudinală cît şi pentru cea plană.

Regimul de strunjire folosit a fost acelaşi ca la primele guri de absorbţie.

În baza rezultatelor obţinute în timpul experimentărilor, în cadrul atelierului Institutului de cercetări ştiinţifice pentru protecţia muncii al C.C.S. s-a realizat o instalaţie pentru aplicarea în producţie. Instalaţia a fost montată la uzina de ţevi „Republica" pe un strung pentru strunjirea în serie a dopurilor de fontă. Pentru fiecare dimensiune de dop de fontă, turaţia maşinii şi avansul rămîn constante, modificîndu-se numai adîncimea de tăiere, constantă pentru dopurile de aceeaşi dimensiune.

La acest strung suportul cuţitului şi cuţitul se găsesc în poziţie verticală (fig. 8), iar dopul de fontă este prins între vîrfuri cu ajutorul unui dispozitiv pneumatic.

În timpul strunjirii acestor dopuri, are loc o degajare mare de praf. Aşchia are dimensiuni mari, întrucît adîncimea de tăiere este adesea de 20–25 mm.

Deoarece aceste aşchii nu prezintă pericol de accidentare în timpul desprinderii lor, avînd numai inconvenientul că se împrăştie în jurul locului de muncă, s-a pus problema separării acestora şi dirijarea lor directă în albia strungului, captîndu-se numai aşchiile mărunte şi praful.

În acest scop au fost realizate diferite guri speciale de absorbţie, prevăzute la partea superioară cu o ureche, prin intermediul căreia se fixează cu ajutorul unui şurub de placa suportului. Această ureche are un canal longitudinal care permite reglarea gurii de absorbţie atît în înălţime cît şi lateral. Una din aceste guri este reprezentată în figura 8.

La partea superioară a gurii de absorbţie este sudat un ştuţ care se racordează la conducta flexibilă de absorbţie.

Profilul gurii de absorbţie este constant după forma dopului de fontă pentru a permite captarea întregii cantităţi de aşchii mărunte şi praf, şi totodată şi separarea aşchiilor mari care — datorită energiei lor cinetice — sînt proiectate spre deschiderea inferioară a gurii de absorbţie, scurgîndu-se în baia strungului. În vederea asigurării depresiunii necesare în interiorul gurii de absorbţie s-a prevăzut în deschiderea inferioară, un capac fixat printr-o articulaţie de peretele gurii, care poate oscila în plan vertical. Acest capac închide în permanenţă deschiderea inferioară (din cauza depresiunii formate în interiorul gurii de absorbţie). Pe măsură ce aşchiile proiectate de cuţit se adună şi presează asupra capacului, acestea se deschid atît cît este necesar pentru a permite scurgerea aşchiilor în baie.

Aşchiile mărunte şi praful sînt captate de la locul de degajare şi transportate pneumatic printr-o conductă flexibilă din cauciuc spre un agregat de aspiraţie şi separare.

Invenţii - inovaţii

Invenţie R.P.R. nr. 42988

Dispozitiv cu suport de strunjire pentru maşini de frezat

Executarea unor operaţii de prelucrare a metalelor prin aşchiere se realizează cu diferite dispozitive cunoscute cum sînt: capete de fixare a cuţitelor folosite la maşinile de frezat şi găurit pentru strunjiri plane, care asigură — o dată cu rotirea capului de găurit — o deplasare radială a suportului uneltei, capete de găurit şi de strunjit plan, la care deplasarea radială a suportului se face automat etc.

Asemenea dispozitive prezintă dezavantajul că deplasarea radială a suportului uneltei se face manual, sau că — în cazul deplasării automate a suportului — folosesc un angrenaj plan spiral de o construcţie complicată.

Noul dispozitiv conceput de Block Maximilian înlătură aceste dezavantaje prin soluţia constructivă adoptată. Astfel, în scopul obţinerii unui avans automat al cuţitului de strunjire suportul cuţitului se deplasează radial la fiecare rotaţie, fiind acţionat de un ax filetat angrenat cu un sistem de roţi dinţate şi o roată cu doi clicheţi ale căror pîrghii sînt reţinute în timpul rotirii de opritorii unui dispozitiv de avans montat fix de batiul maşinii de frezat, care permite reglarea opritorilor astfel încît să se obţină un avans radial mai mare sau mai mic, într-un sens sau în celălalt.

Dispozitivul se compune dintr-o presă cu con Morse *1*, care se fixează în fusul maşinii de frezat, în care culisează un suport pentru cuţite *2*, care poate fi acţionat fie manual, fie automat, cu ajutorul axului filetat *3* şi a piuliţei *4*.

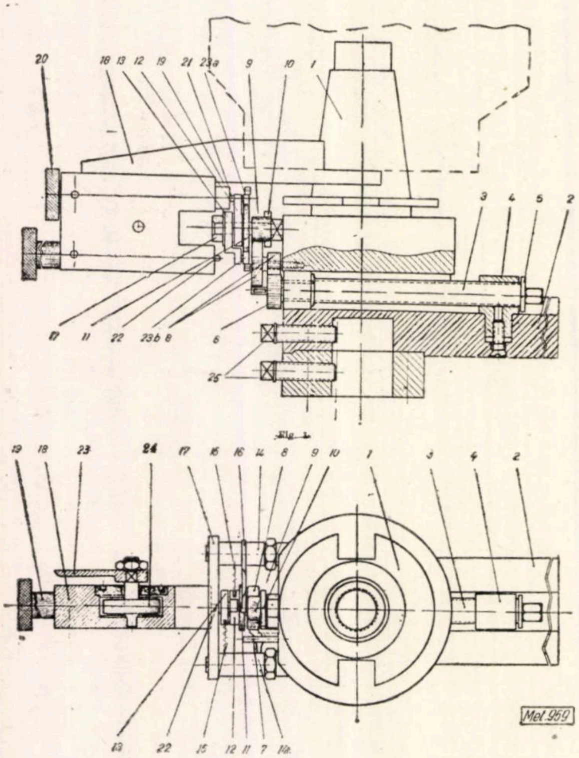


Fig. 1

La un capăt al axului filetat *3* se găseşte un manşon gradat *5* şi un cap pătrat pentru acţionarea manuală a suportului *2*. Pe axul filetat *3*, în faţa lagărului fix al acestui ax, se găseşte pinionul *6* care poate fi cuplat sau decuplat cu axul filetat *3* printr-un sistem de pîrghii *7*. Cele două pinioane intermediare *8* angrenează cu pinionul *9* cu care este solidară o şaibă *10* cu sistem de frînare uşoară şi o roată *11* cu pîrghiile *12* şi *13* cu clicheţi 23 *a* şi *23 b* pentru avans într-un sens sau altul.

Pîrghiile *12* şi *13* cu clicheţii *23 a* şi *23 b* şi resoartele antagoniste ale acestora sînt articulate pe un cadru-suport *16*, fixat de piesa cu con Morse *1*, care serveşte şi ca lagăr pentru axul pinionului *9* şi al roţii pentru clicheţi *11*.

Comanda automată a clicheţilor este realizată cu ajutorul unui dispozitiv de avans *17*, fixat pe batiul maşinii printr-un braţ *18*, compus dintr-o casetă în care culisează două tije *19* cu rozete *20* prelungite la cealaltă extremitate cu cîte un opritor *21* şi *22* excentric, care — atunci cînd tija este introdusă în dispozitivul de avans — acţionează pîrghia clichetului respectiv.

Mărimea avansului se reglează prin rotirea tijei în poziţia dorită. Manevra tijelor se face cu ajutorul pîrghiei *23* cu care se roteşte axul roţii dinţate *24* angrenată în poziţii diametral opuse cu nişte cremaliere ale tijelor *19* şi *20*. Prin această dispoziţie, atunci cînd o tijă este introdusă în poziţia activă, cealaltă este retrasă. La fiecare rotaţie a dispozitivului fixat în fusul maşinii de frezat, clichetul activ este reţinut de opritor, determinînd avansul sculei aşchietoare fixată în suportul *2* cu ajutorul şuruburilor de strîngere *25*.

Invenţie R.P.R. nr. 41634

Dispozitiv pentru strunjit, filetat şi tăiat ţevi şi bare

Pentru executarea operaţiei de retezare, se cunosc diferite dispozitive portative, prevăzute în mod obişnuit cu un număr de cuţite de aşchiere, montate pe o coroană rotativă, acţionată fie manual fie cu ajutorul unui electromotor.

Dispozitivele din această categorie prezintă dezavantajul că lucrează cu o singură treaptă de avans şi că posibilitatea lor de folosire se reduce la o singură operaţie şi anume la tăierea de ţevi, operaţia de strunjire în exterior precum şi de filetare trebuind să se execute separat, prin alte mijloace.

Noul dispozitiv de la Trustul Minier-Baia Mare, conceput de inventatorul Ludovic Kazay, înlătură aceste dezavantaje prin aceea că permite executarea la faţa locului a tuturor operaţiilor care intervin în cazul lucrărilor de instalaţii şi la îmbinările de bare de ancorare, ţevi etc., adică tăiere la măsură, strunjire în vederea filetării şi filetare. Acest dispozitiv poate fi acţionat atît manual cît şi mecanizat. El cuprinde:

a) Un organ de fixare, compus dintr-o bucşă mobilă *1* prevăzută cu o parte filetată *a* şi cu opt fălci de strîngere *b*, cu suprafaţa exterioară conică. Bucşa mobilă *1* este introdusă într-un manşon fix *2*, pevăzut cu suprafaţa interioară conică, astfel ca prin deplasarea axială a bucşei mobile de-a lungul manşonului fălcile *b* să strîngă între ele ţeava sau bara de prelucrat.

În vederea strîngerii pe partea filetată a bucşei mobile *1* este înşurubată o piuliţă *3* prevăzută cu două mînere *4* şi *5* cu ajutorul cărora poate fi rotită şi strînsă pe suprafaţa frontală *c* a manşonului fix *2*. Un inel *6*, confecţionat din două jumătăţi şi prevăzut cu un guler *d* care intră într-o canelură amenajată pe manşonul fix, menţine în contact piuliţa *3* cu manşonul fix *2*.

b) Un organ pentru realizarea avansului axial, compus dintr-un manşon mobil intermediar *7* filetat atît în interior cît şi în exterior, care se înşurubează pe manşonul fix, şi un manşon mobil exterior *8* care se înşurubează pe manşonul mobil intermediar *7* şi — prin intermediul unui cuzinet *9* — se reazemă pe manşonul fix *2*. Manşonul mobil exterior *8* poartă pe el o roată de curea fixă *10* cu trei trepte, iar la capătul său un capac mobil *11*, montat pe un cuzinet care susţine pe el un suport *12* pentru cuţitul de aşchiere *13* precum şi organul care realizează mişcarea de avans radial a cuţitului.

Pentru realizarea avansului axial al cuţitului, capacul mobil *11* se solidarizează cu manşonul mobil exterior *8* cu ajutorul unui cui de fixare *14*, după care capacul mobil *11* se roteşte manual cu ajutorul a două mînere *15* şi *16*. Manşonul mobil exterior *8*, împreună cu capacul mobil *11* şi cu cuţitul de aşchiere *13*, va primi astfel — concomitent cu mişcarea de rotaţie — o mişcare de avans axial pe un pas egal fie cu pasul filetului de pe manşonul fix *2*, fie cu pasul filetului de pe manşonul mobil intermediar *7*.

Pentru realizarea uneia sau alteia dintre alternative, dispozitivul este prevăzut cu un pinten *17*, cu ajutorul căruia manşonul intermediar *7* poate fi solidarizat cu manşonul fix *2* şi cu un buton de cuplare *18* cu ajutorul căruia manşonul mobil exterior *8* poate fi solidarizat cu manşonul mobil intermediar *7*.

Butonul de cuplare *18* serveşte şi pentru solidarizarea manşoanelor mobile *7* şi *8* cu manşonul fix *2*, în cazul în care dispozitivul este folosit pentru tăiat ţevi sau bare.

Mărimea pasului filetelor de pe cele trei manşoane se alege în aşa fel, încît unul să corespundă avansului ales pentru executarea operaţiei de strunjire, iar celălalt pasului filetului care urmează a fi tăiat de cuţitul de aşchiere.

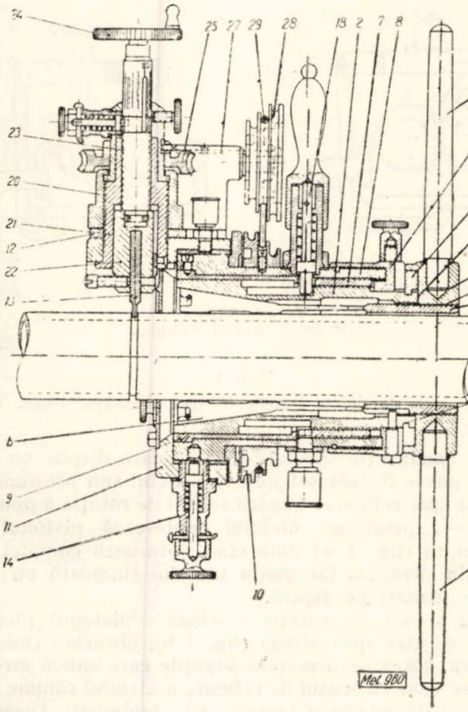


Fig. 1

c) Un organ pentru realizarea avansului radial compus din suportul *12* strîns pe capacul mobil *11* cu ajutorul unei piuliţe *20*, şi purtînd o sanie *21* prevăzută cu un portcuţit *22* care se poate deplasa radial sub acţiunea unui şurub de acţionare *23*; acesta poate fi antrenat în mişcare de rotaţie, fie direct printr-o roată de manevră *24*, fie indirect prin intermediul unei roţi melcate *25* montată pe şurubul de acţionare *23* a unui melc *26*, susţinut printr-un lagăr *27* şi a unei roţi de curea *28* montată pe axul melcului *26*. Acţionarea indirectă a şurubului *23* are loc prin rotirea capacului mobil *11* după ce, în prealabil, manşonul mobil exterior *8* a fost fixat de manşonul fix *2* şi după ce capacul mobil *11* a fost desolidarizat de manşonul mobil exterior *8*. Prin legarea roţii de curea *10* de pe manşonul exterior *8* cu roata de curea *28* de pe axul melcului *26*, se pot realiza trei trepte de avans radial, corespunzătoare celor trei trepte ale roţilor de curea.

Noul dispozitiv prezintă avantajul că permite prelucrarea completă la faţa locului a îmbinărilor de ţevi şi bare în bune condiţii, chiar şi în situaţiile cînd nu se dispune de o sursă de energie electrică sau mecanică pentru acţionare.

Dispozitiv pentru centrarea mecanică a oalelor de turnare a oţelului în lingou

Ing. *Emilian Goga*
Uzina „Oţelul Roşu"

La oţelăriile moderne, scurgerea oţelului din cuptor se face în oale de turnare care sînt susţinute în macara. Turnarea oţelului din oala de turnare în lingouri se face cu ajutorul vagonetelor de turnare, oala de turnare fiind prinsă în macara. La oţelăriile de capacitate mai mică, cum este aceea de la uzina „Oţelul Roşu", turnarea oţelului se face cu ajutorul maşinilor de turnare (carelor de turnare) care circulă pe nişte şine pe solul halei de turnare, deasupra gropilor de turnare, care sînt amplasate perpendicular pe axa cuptoarelor. Utilajul de turnare este amplasat în gropile de turnare (sifoane, lingotiere, poduri de turnare). Maşinile de turnare prezintă însă anumite dezavantaje în exploatare şi anume: nu pot executa alte lucrări în afara celor de turnare; nu pot îndepărta oala de turnare de deasupra gropii de turnare, cînd se defectează orificiul de turnare; creează condiţii grele de lucru în groapa de turnare; pentru prelucrarea oţelului lichid din cuptor în oala de turnare şi turnarea oţelului, este necesar ca fiecare cuptor să fie dotat cu un car şi oală de turnare; în cazul străpungerii de către oţelul lichid a oalei sau orificiului de turnare, se blochează utilajul de turnare în groapa de turnare; impune precizie la montarea utilajului de turnare în groapa de turnare şi la centrarea orificiului de turnare de la oală peste pîlnia de turnare.

▸ Datorită acestor neajunsuri în exploatare, pînă nu de mult se pierdeau cantităţi însemnate de oţel, care nu se puteau turna în lingou, ci se recuperau doar ca deşeuri.

Pentru a reduce aceste pierderi de oţel s-a prevăzut un dispozitiv *4* cu braţ *5* (fig. 1), cu şurub fără sfîrşit, cu ajutorul căruia se putea fixa jetul de oţel care se scurgea din oala de turnare *1* în pîlnia *9* a utilajului de turnare.

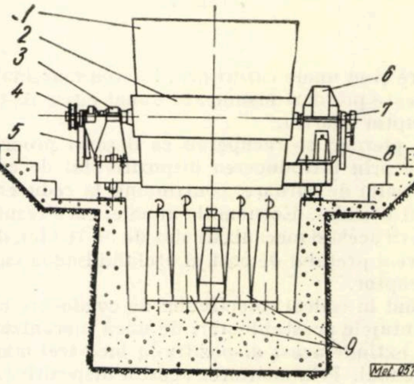


Fig. 1

Cu toate acestea şi acest dispozitiv a creat greutăţi în exploatare datorită faptului că o mică descentrare a oalei de turnare faţă de pîlnia de alimentare a dus la pierderi de oţel prin turnări defectuoase, deoarece centrarea oalei se făcea greoi, manual de către patru, şase oameni, iar dispozitivul avea viteza mică de deplasare, sarcina fiind mare.

În scopul eliminării în totalitate a acestor operaţii manuale, şi pentru a reduce total pierderile de oţel produse în timpul turnării oţelului, s-a luat în studiu găsirea unei soluţii care să asigure centrarea mecanică a oalei de turnare, în timp scurt să se facă deplasarea oalei în stînga sau dreapta, carul de turnare fiind fix. Inovatorii Buzzi Emil şi Stadronski Alfred au conceput un dispozitiv (fig. 2) care realizează centrarea mecanică a oalelor de turnare a oţelului, în timp scurt şi fără efort fizic.

Acţionarea dispozitivului se face de la un motor electric de 7 kW cu turaţie de 950 rot/min. Motorul electric este cuplat cu un angrenaj elicoidal *6* şi *7*. Prin intermediul unui pinion *9* mişcarea se transmite de la angrenajul elicoidal, care angrenează o roată dinţată *8* fixată pe axa brîului *20* care susține oala de turnare *19* la axa brîului *20* care este prevăzut la rîndul său cu o piuliță filetată *21*.

Cu acest dispozitiv se poate deplasa oala de turnare la stînga sau dreapta, după cum este cazul de a regla turnarea (jetul de oțel să cadă în mijlocul pîlniei de alimentare).

Acest dispozitiv s-a montat la carul de turnare al unui singur cuptor (fiecare cuptor Martin este prevăzut cu un car și oală de turnare).

Înainte de montare, prin centrarea manuală a oalei de turnare, operație destul de greoaie și înceată, rezultau pierderi de oțel lichid prin : stropiri, scurgeri pe lîngă pîlnia centrală de turnare și în unele cazuri prin tăierea marginală a pîlniei. Toate aceste pierderi însumează anual circa 70 t oțel la un singur cuptor Martin.

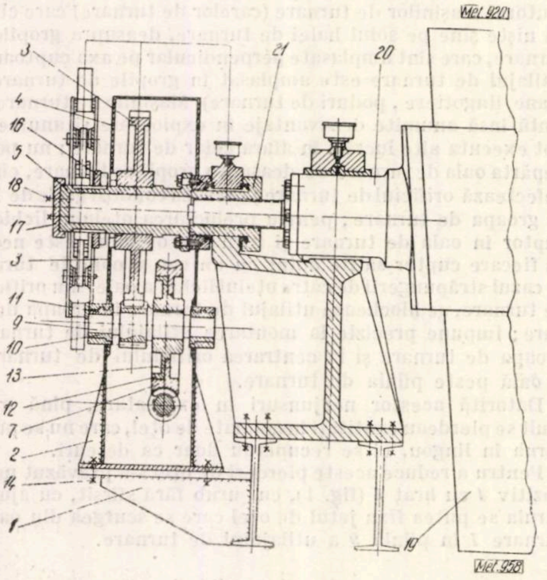


Fig. 2.

Aceste pierderi se recuperau ca deșeuri proprii, ele fiind înlăturate prin introducerea dispozitivului de centrare mecanică a oalei de turnare, contribuind la reducerea prețului de cost al oțelului. Economiile anuale, care rezultă în urma introducerii acestei mecanizări sînt de 58 768 lei, determinînd o reducere a prețului de cost al oțelului lingou cu 25 lei/t de oțel pe cuptor.

Analizînd în cadrul colectivului de conducere al întreprinderii avantajele acestei lucrări de mică mecanizare, s-a propus a se extinde acest dispozitiv la încă trei mașini de turnare a oțelului. Prin montarea acestor dispozitive, se vor realiza economii anuale de 235 mii lei.

Pompă de ulei cu două sensuri de rotație

Ing. *Ion Nan*

Uzinele „23 August”

O pompă de ulei cu roți dințate poate asigura ungerea permanentă a unei mașini sau a unui agregat numai în cazul în care este antrenată în sensul de rotație pentru care a fost proiectată.

În cazul unor agregate cum ar fi, de exemplu, atacurile de osie ale locomotivelor Diesel-hidraulice, pompele de ulei care asigură ungerea acestora sînt antrenate de osiile locomotivelor. Deoarece locomotivele sînt obligate în exploatare să meargă atît înainte cît și înapoi, rezultă — prin schimbarea sensului de rotație a osiilor — și schimbarea sensului de rotație a pompelor de ulei și, o dată cu aceasta, imposibilitatea ungerii atacurilor de osie în ambele sensuri de mers al locomotivei. Ungerea atacurilor de osie poate fi asigurată numai în cazul cînd refularea uleiului sub presiune se face într-un singur sens, indiferent de sensul de rotație a pompei adică de sensul de deplasare a locomotivei.

Această problemă ar putea fi rezolvată prin montarea pe fiecare atac de osie a două pompe de ulei cu roți dințate, — cîte una pentru fiecare sens de înaintare a locomotivei — și racordarea lor la un colector comun de presiune prin intermediul unor supape. Aceste supape ar urma să scoată mereu din circuit acea pompă al cărui sens de rotație este invers celui necesar pentru a putea refula uleiul spre instalația de ungere.

Soluția nouă propusă asigură refularea uleiului în sistemul de ungere într-o singură direcție, indiferent de sensul de rotație a pompei — folosind numai o singură pompă.

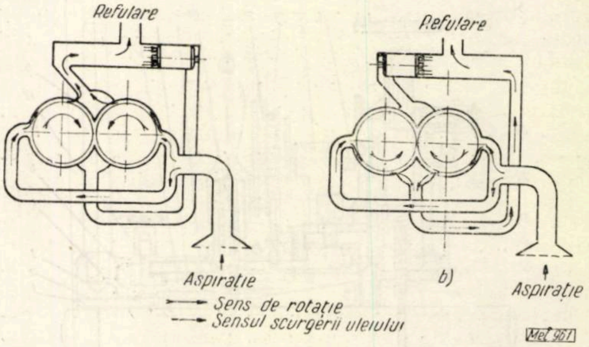


Fig. 1.

a—sens de rotație dreapta; *b*—sens de rotație stînga.

Într-o canalizație specială (fig. 1) este dispus un piston liber, ce poate fi deplasat de către uleiul sub presiune ce se îndreaptă spre refulare. Pentru sensul de rotație a pompei — dreapta —, presiunea uleiului deplasează pistonul liber spre dreapta (fig. 1 a) pînă cînd obturează complet canalizația din dreapta. Circulația uleiului (indicată cu săgeți) se poate urmări pe figură.

Pentru sensul de rotație — stînga — pistonul liber este deplasat de ulei spre stînga (fig. 1 b), obturînd canalizația respectivă. Dacă se urmăresc săgețile care indică circulația uleiului se vede că sensul de refulare a uleiului rămîne același deși sensul de rotație a pompei s-a schimbat. Această soluție nouă reduce una din cele două pompe ce ar fi necesare în cazul cînd ar fi prevăzute două pompe în carcase separate, sau reduce o pereche de roți dințate, un perete despărțitor și simplifică carcasa în cazul cînd cele două pompe ar fi fost montate într-o carcasă comună. De asemenea, prin aplicarea acestei soluții se obține o construcție mult mai compactă deci cu dimensiuni de gabarit reduse, prețul de cost reducîndu-se astfel la aproximativ 50%.

Noua pompă de ulei poate fi utilizată și la ungerea reductoarelor inversoare cu care sînt prevăzute locomotivele Diesel hidraulice și de asemenea, ori unde există situații similare în exploatare.

Documentare

Folosirea oxigenului în convertizoarele clasice

Procedeul de elaborare a oțelului în convertizoarele clasice are o serie de avantaje printre care: productivitate ridicată, investiții capitale reduse, prețul de cost al oțelului mai mic decît în cazul altor procedee cum ar fi de exemplu procedeul Martin.

Cu toate acestea procedeul în convertizor are o serie de deficiențe printre care:

— posibilitatea redusă de retopire a unei cantități mai mari de fier vechi;

— cerințe deosebite în ceea ce privește încărcătura metalică folosită;

— calitatea oțelului este inferioară, în special datorită conținutului ridicat de azot.

Factorul principal care determină viteza de absorbție a azotului de către metal în procesul de convertizor este temperatura băii metalice și presiunea parțială a azotului din aerul insuflat. Mijlocul cel mai eficace pentru reducerea presiunii parțiale a azotului în aerul insuflat este îmbogățirea acestuia cu oxigen.

În U.R.S.S., după ultimul război, la uzinele din Nova-Tula și Enachievsk, s-au efectuat o serie de experiențe industriale de insuflare a oxigenului prin fundul convertizorului cu o capacitate de 5 respectiv de 12 t.

În domeniul folosirii oxigenului în convertizoarele clasice prezintă interes experiența Germaniei, Franței, Belgiei și a altor țări unde producția de oțel de convertizor depășește 50% din totalul producției lor de oțel.

Experiența folosirii oxigenului la convertizoarele Bessemer cu căptușeală acidă este redusă, procedeul fiind puțin răspîndit.

În convertizoarele bazice Thomas, oxigenul se folosește după trei metode și anume:

a) folosirea aerului insuflat îmbogățit cu oxigen;
b) folosirea amestecului de oxigen și bioxid de carbon;
c) folosirea amestecului de oxigen cu abur.

a) *Folosirea aerului insuflat îmbogățit cu oxigen.* Prin îmbogățirea aerului insuflat cu oxigen, presiunea parțială a azotului în vînt cît și a gazelor de evacuare scade. În urma acestui fapt se reduce și solubilitatea azotului în metal. În afară de aceasta, prin folosirea oxigenului se mai creează o serie de condiții favorabile procesului de micșorare a azotului în oțel și anume:

— se îmbunătățește balanța termică a procesului, datorită creșterii concentrației de oxigen în vîntul insuflat și a micșorării balastului, adică a azotului; rezervele de căldură care se crecează în urma folosirii oxigenului pot fi reglate mai bine în urma folosirii adaosurilor de răcire (fier vechi, minereu, țunder etc.);

— procesul se intensifică, timpul de insuflare se reduce și prin urmare și durata perioadelor de elaborare se micșorează, ceea ce influențează pozitiv obținerea unui oțel cu un procent scăzut de azot.

Primele cercetări în acest sens au fost efectuate la uzinele Mess din Oberhausen (Germania), iar rezultatele au fost publicate în anul 1925. Conținutul de oxigen în vîntul insuflat a variat pînă la maximum 50%.

Îmbogățind vîntul insuflat cu 26—27% oxigen, timpul de insuflare a scăzut în medie cu o dată și jumătate, iar conținutul de azot a scăzut la 0,008%.

Rezultatele cele mai bune au fost obținute la Oberhausen în urma folosirii oxigenului în proporție de 40—50% (puritatea oxigenului 98%) pentru îmbogățirea aerului insuflat. Fonta folosită la această uzină a fost în prealabil prelucrată în oale de fontă. Azotul în oțelul elaborat a scăzut pînă la 0,004%. Îmbogățirea aerului insuflat s-a făcut în special spre sfîrșitul șarjei.

Combinarea metodelor de îmbogățire a aerului insuflat cu oxigen, folosind sistemul de reglare termică prin adaosuri de răcire, cu tehnologia de elaborare cu două zgure, permite obținerea unui oțel Thomas cu un procent de azot care variază între 0,005 — 0,007%, iar conținutul de P și S este sub 0,003% (la un conținut de S în fontă de maximum 0,045%).

b) *Folosirea amestecului de oxigen și bioxid de carbon.* În practica de elaborare a oțelului în convertizoarele clasice se folosește metoda de insuflare a amestecului de oxigen și bioxid de carbon. Primele experiențe în acest sens au fost efectuate în Belgia și apoi în Suedia. În experiențele efectuate, conținutul de oxigen în amestecul insuflat a variat între 25 și 70%. Șarjele cu greutate de 6 t au fost elaborate în convertizoare cu capacitate de 13 t. Conținutul de azot în oțelul final a variat între 0,002 și 0,006%. Rezultatele aplicării metodei de insuflare a amestecului de oxigen cu bioxid de carbon au dovedit că conținutul de azot în oțel aproape că nu depinde de variațiile temperaturii băii metalice, de înălțimea ferostatică a băii și de timpul de contact al acesteia cu vîntul insuflat. Aceasta se explică prin aceea că amestecul folosit la insuflare aduce, practic, o cantitate infimă de azot în baie. Calitatea oțelului se apropie de aceea a oțelului Martin.

Această metodă are neajunsul, în afara prețului ridicat al amestecului oxigen — bioxid de carbon, faptul că pierderile de fier prin zgură sînt mai ridicate decît în cazul folosirii aerului la insuflare. Consumul de CO_2 și oxigen în medie este de 30 m^3/t fontă.

Metoda de insuflare indicată mai sus poate fi folosită în trei variante și anume:

— folosirea amestecului de oxigen și bioxid de carbon în timpul insuflării; consumul de bioxid de carbon este de 60 m^3 și de oxigen de 48 m^3 pe tona de fontă;

— folosirea aerului pentru insuflare în prima parte a șarjei și apoi trecerea la folosirea amestecului de oxigen cu bioxid de carbon;

— folosirea aerului insuflat îmbogățit cu oxigen în prima parte a șarjei și apoi trecerea la folosirea amestecului de oxigen și bioxid de carbon.

c) *Folosirea amestecului de oxigen cu abur.* În anul 1947 în Germania s-au făcut primele experiențe de folosire a amestecului de oxigen cu abur la elaborarea oțelului Thomas într-un convertizor cu o capacitate de 2 t. Raportul dintre cantitatea de oxigen și abur a fost de 1—1,5. Conținutul de azot în oțel a variat între 0,003—0,004%. Puritatea oxigenului utilizat a fost 92% O_2.

Oțelul obținut prin această metodă are proprietăți superioare celui obținut în convertizorul Thomas cu insuflarea aerului atmosferic în ceea ce privește reziliența acestuia în condiții de îmbătrînire artificială.

Cercetările ulterioare au dovedit că hidrogenul rezultat în urma descompunerii aburului nu influențează calitatea oțelului. În cazul folosirii amestecului de oxigen cu abur are loc o barbotare mai activă a băii metalice, respectiv o acțiune mai eficace a oxidului de carbon, ceea ce conduce la o desorbire mai intensă a azotului și hidrogenului din oțel. Folosirea unei cantități de 7 t/h abur conduce la o scurtare a duratei de insuflare cu circa 13%.

Partea negativă a acestei metode este faptul că procentul de fier vechi utilizat scade față de metoda clasică cu insuflarea aerului atmosferic (4—5%). De asemenea, durabilitatea convertizorului, în special fundul acestuia, scade simțitor. În privința proprietăților mecanice, trebuie arătat că la oțelul obținut prin insuflarea amestecului de oxigen și abur se mărește alungirea relativă, rezistența și limita de curgere se micșorează sau se menține în aceleași valori ca și în cazul folosirii aerului atmosferic. În ceea ce privește defosforarea și desulfurarea, metoda de folosire a amestecului de abur cu oxigen nu prezintă superioritate față de procedeul Thomas obișnuit.

Se cunosc două metode practice de folosire a amestecului de oxigen cu abur şi anume:

— metoda în care se insuflă aerul îmbogăţit cu oxigen pînă la 30%, timp de 4 min şi apoi se insuflă amestecul de oxigen cu abur (63% O_2 şi 37% H_2O sau 70% O_2 şi 30% H_2O) tot timp de 4 min;

— metoda în care se insuflă în tot timpul şarjei amestecul de abur şi oxigen în proporţiile arătate mai sus.

Consumul de oxigen la prima metodă este de 42—48 m^3/t de fontă, iar la a doua de 55—58 m^3/t, fontă, pierderile de fier prin deversări şi în zgură sînt mai mici, iar durabilitatea fundului convertizorului este mai mare.

Folosirea oxigenului la cuptoarele Martin

În anul 1959 circa 73,9% din producţia mondială de oţel a constituit-o oţelul Martin. Acest procedeu a apărut ca o necesitate absolută pentru retopirea cantităţii de fier vechi devenită disponibilă.

Faptul că la procedeele de elaborare a oţelului în convertizoarele clasice se cere o încărcătură metalică specială, faptul că aceste procedee nu permit utilizarea unei cantităţi mai mari de 5—6% fier vechi din încărcătura metalică şi în sfîrşit faptul că oţelul rezultat are un conţinut ridicat de azot, ceea ce grevează asupra proprietăţilor fizice ale oţelului şi limitează utilizarea lui, a permis dezvoltarea rapidă a procedeului Siemens Martin, în special al celui bazic.

Folosirea oxigenului a condus la o dezvoltare şi mai mare a acestui procedeu în deceniile 5 şi 6 ale secolului nostru.

Primele încercări de folosire a oxigenului la cuptoarele Martin au fost efectuate în Germania şi U.R.S.S. încă în anii 1924—1933.

Începînd cu anul 1946, în U.R.S.S. sub conducerea academicianului I. P. Bardin, s-au efectuat o serie de încercări de folosire a oxigenului în cuptorul Martin, care s-au soldat cu folosirea oxigenului pe scară industrială. Încercări însemnate de folosire a oxigenului au fost ulterior efectuate în S.U.A., Germania şi alte ţări.

Oxigenul a găsit o utilizare largă în procedeul Martin pentru mărirea ritmului de producţie. Cu toate că de mai bine de 10—15 ani s-a dovedit practic că adaosul de oxigen măreşte în mod apreciabil producţia cuptorului Martin, practica insuflării de oxigen nu a fost aplicată în producţie, din cauza condiţiilor economice dezavantajoase. Progresele în tehnologia producerii oxigenului, respectiv reducerea preţului de cost al acestuia, a făcut posibilă utilizarea din ce în ce mai largă a oxigenului ca mijloc pentru creşterea producţiei cuptoarelor Martin.

Astăzi se utilizează următoarele metode de folosire a oxigenului la elaborarea oţelului Martin:

a) în flacără pentru intensificarea procesului de ardere a combustibilului;

b) pentru oxidarea directă a impurităţilor din baia metalică a cuptorului Martin;

c) pentru desilicierea fontei în cale de fontă.

a) *Folosirea oxigenului în flacără pentru intensificarea procesului de ardere a combustibilului.* Productivitatea cuptorului Martin depinde direct de mersul termic al acestuia, care depinde la rîndul său de următorii factori: efectul pirometric al flăcării şi luminozitatea acesteia; organizarea flăcării în cuptor; capacitatea termică a cuptorului.

Practica de ardere a combustibilului în aerul îmbogăţit cu oxigen arată că puterea radiantă a flăcării creşte, iar forma acesteia capătă un centru precis şi limitat. Aceasta uşurează conducerea flăcării în cuptorul Martin şi în consecinţă are un efect pozitiv în transmiterea de căldură.

Folosirea aerului îmbogăţit cu oxigen în cuptorul Martin conduce la schimbarea formei flăcării. Volumul şi lungimea flăcării de aer se caracterizează prin dimensiuni mari.

Flacăra cu oxigen este mai scurtă, ceea ce permite creşterea capacităţii termice a cuptorului, asigurînd totodată o ardere completă a combustibilului în spaţiul de elaborare a cuptorului. Reglarea flăcării de oxigen în ceea ce priveşte lungimea şi direcţia acesteia se face uşor prin schimbarea raportului cantităţilor de oxigen-aer sau a oxigenului şi a combustibilului utilizat.

Multe oţelării introduc oxigenul printr-o ţeavă separată imediat sub jetul de combustibil pulverizat din arzător. Prin adăugare de oxigen imediat sub jetul de combustibil pulverizat se creează o zonă puternic radiantă la partea inferioară a flăcării arzătorului. Prin această metodă, transmisia de căldură la fierul vechi este majorată în mare măsură, fără ca radiaţia la bolta cuptorului să se mărească în mod simţitor.

La cuptoarele Martin de mare capacitate (de la 200 t în sus), care funcţionează cu bigaz, se foloseşte oxigen cu o puritate de 94—97% care este introdus în flacără cu ajutorul a patru lănci sub o presiune de 6—8 at.

Îmbogăţirea aerului cu oxigen în proporţie de 25% îmbunătăţeşte simţitor condiţiile de transmitere a căldurii în cuptor datorită creşterii temperaturii flăcării, a organizării mai bune a acesteia, cît şi a micşorării pierderilor de căldură cu balastul de azot în gazele arse.

Durata de elaborare a şarjelor în acest caz scade pînă la 20%, iar consumul de combustibil scade cu circa 14%, consumul de oxigen, în cazul folosirii acestuia în perioada de încărcare şi topire, este de 31 m^3/t oţel. Productivitatea orară medie a cuptorului este de 33,4 t. Prin îmbogăţirea aerului cu oxigen, în proporţie de 30%, consumul de oxigen a fost 38,2 m^3/t, oţel, iar productivitatea medie a cuptorului a fost de 56,3 t.

La Combinatul siderurgic „Nijnii-Taghil", prin folosirea oxigenului în proporţie de 25% pentru îmbogăţirea flăcării cuptorului Martin, productivitatea cuptoarelor a crescut cu 15%, consumul de oxigen fiind 25 m^3/t oţel.

În concluzie, folosirea oxigenului pentru intensificarea arderii are o serie de avantaje, printre care:

— se reduce în mod simţitor perioada de topire a şarjei;

— se micşorează volumul de aer necesar pentru a fi încălzit şi prin urmare, cantitatea produselor de ardere scade, condiţiile de tiraj al cuptorului cresc, ceea ce creează condiţii pentru intensificarea regimului termic al cuptorului;

— durata şarjei se micşorează şi implicit scade şi consumul de combustibil;

— randamentul termic al cuptorului Martin creşte;

— temperatura flăcării creşte pînă la 1 750°C, avînd importanţă pentru sudarea vetrelor cuptoarelor Martin şi întreţinerea la cald a acestora;

— datorită faptului că procesul de topire este accelerat, pierderile de fier prin ardere se micşorează şi în consecinţă scoaterea de metal este ridicată;

— regimul termic ridicat în cazul folosirii oxigenului pentru îmbogăţirea flăcărăi înlesneşte procesele de defosforare şi desulfurare, datorită faptului că se accelerează formarea de zgure bazice.

b) *Folosirea oxigenului pentru oxidarea directă a impurităţilor din baia metalică a cuptorului Martin.* Introducerea oxigenului gazos în baia metalică a cuptorului Martin are ca scop înlocuirea minereului de fier.

Cercetările efectuate în domeniul folosirii oxigenului în baia metalică au arătat că această metodă este cu atît mai eficace în privinţa decarburării metalului, cu cît conţinutul de carbon în baie este mai mare. Efectul scade simţitor în cazul unor concentraţii mici de carbon (sub 0,1%) cînd Mn din baia metalică devine un consumator de oxigen.

Urgentarea decarburării metalului în cazul folosirii oxigenului direct în baia metalică se explică prin aceea că temperatura băii creşte rapid, se intensifică reacţiile între zgură şi metal datorită barbotării ce are loc. De asemenea, fenomenul de accelerare a decarburării băii metalice se explică şi prin aceea că flacăra devine local mai oxidantă, în locul insuflării oxigenului în baie.

La uzina „Zaporojstal" din U.R.S.S., introducerea oxigenului în baia metalică se face prin peretele din spate cu ajutorul lăncilor răcite cu apă. Tot la această uzină se foloseşte metoda introducerii oxigenului prin boltă cu ajutorul a două lănci răcite, instalate în dreptul uşilor 2 şi 4 la o distanţă de 600 mm de axa cuptorului înspre peretele din spate. Practica acestei uzine arată că folosirea metodei de utilizare a oxigenului direct în baia metalică este mai eficace pentru elaborarea oţelului cu un conţinut de carbon mic. În cazul folosirii oxigenului, începînd cu perioada de topire şi terminînd cu perioada de afinare, cînd procentul de carbon coboară pînă la 0,08%, durata şarjei de 200 t se micşorează cu circa 2,5 ore. În acest caz însă pierderile prin ardere sînt mari şi scoaterea de metal este mică, ceea ce nu justifică din punct de vedere economic folosirea oxigenului începînd cu perioada de topire. Se recomandă folosirea oxigenului numai în perioada de afinare, cînd baia metalică conţine 0,5—0,6% C. În acest caz, durata şarjei se micşorează cu 45—55 min, în schimb dispar dezavantajele arătate mai sus.

Consumul de oxigen în cazul folosirii acestuia pentru oxidarea directă a impurităţilor din baie variază între 5—12 m³/t oţel în dependenţă de durata de insuflare.

Din experienţa oţelăriilor Martin din S.U.A., se cunoaşte o creştere a producţiei cu 20—35%, în cazul folosirii oxigenului prin insuflare prin boltă prin două lănci de insuflare. Metodele folosite la oţelăriile din S.U.A. constau în insuflarea oxigenului cu o jumătate de oră înainte de introducerea fontei lichide, imediat după introducerea fontei lichide sau cu o jumătate de oră după introducerea fontei lichide. Cea mai uzuală este metoda de insuflare imediat după introducerea fontei lichide. Insuflarea de oxigen se continuă pînă ce atinge conţinutul de carbon necesar.

Consumul de oxigen este de circa 16 m³/t oţel. În cazul folosirii oxigenului numai în perioada de afinare, cînd procentul de carbon în baie ajunge la 0,5—0,3%, consumul de oxigen este de 5—6 m³/t oţel. În acest caz durata de şarjă se scurtează cu 5—7%.

c) *Folosirea oxigenului pentru desilicierea fontei în oale de fontă.* Una dintre metodele de folosire a oxigenului în producţia de oţel este şi metoda de folosire a acestuia în desilicierea fontei. În condiţiile actuale se foloseşte pe scară largă această metodă într-o serie de ţări industrializate.

Folosirea fontei desiliciate pentru producerea oţelului conduce la scurtarea duratei de şarjă pînă la 10—15% şi la o creştere a durabilităţii căptuşelii refractare a cuptorului Martin.

La uzina „Brimbo Steel Yorks" (Anglia) se foloseşte metoda de desiliciere cu ajutorul oxigenului introdus prin ţevi răcite în oalele de fontă. Consumul de oxigen în acest caz este de 5 m³/t fontă. Conţinutul de Si în fontă scade cu 0,25—0,30%. Pierderile de fier prin ardere sînt de 3 kg/t fontă, iar temperatura fontei după prelucrare se ridică cu 60—80°C.

În uzina din Overhausen (R.F.G.) fonta se prelucrează cu oxigen la o presiune de 2,5 ata, introdus prin ţevi răcite cu apă, cu duze de cupru la capăt.

Durabilitatea acestor ţevi este de 1 000 de şarje.

Consumul de oxigen este de 8 m³/t oţel. Productivitatea cuptoarelor Martin creşte cu 15%, scoaterea de metal de asemenea creşte de la 86,5% la 87,5%, procentul de siliciu scade pînă la 0,25%, iar Mn pînă la 0,6%.

La uzina „Zaporojstal" (U.R.S.S.) consumul de oxigen este de 5—6 m³/t fontă, fonta se desiliciază pînă la 0,1%Si, iar temperatura acesteia se ridică cu 100—120°C.

Din experienţa uzinei „Azovstal" se cunoaşte o desiliciere pînă la 95%, iar procentul de mangan scade cu 75% în cazul prelucrării fontei în oale cu un amestec de oxigen şi abur. Procentul de sulf se micşorează puţin, iar al celui de carbon şi fosfor rămîne constant.

La uzina „Zaporojstal" se pregăteşte o instalaţie de desiliciere a fontei direct în melanjor cu un amestec de oxigen cu apă cu adaos de var.

O realizare mai recentă care promite să se dea un impuls mai mare elaborării oţelului în cuptoarele Martin este arderea directă a combustibililor cu oxigen. În U.R.S.S. şi S.U.A. se practică încercări în care oxigenul şi gazele naturale sînt arse prin ţevi de insuflare prin boltă în cuptoarele Martin. Prin aceasta vitezele de topire a fierului vechi sînt mult accelerate. Productivitatea unui cuptor Martin de mare capacitate (aproximativ 400 t) creşte la 100 t/h, adică la productivitatea procedeelor moderne de elaborare a oţelului în convetizoare L.D. cu insuflarea oxigenului de sus.

Aceasta va fi cu siguranţă linia de dezvoltare a oţelăriilor Martin.

Natan Kraft

Studii şi cercetări de metalurgie, *nr. 1*, 1962

Revista „Studii şi cercetări de metalurgie" elaborată de Centrul de cercetări metalurgice al Academiei Republicii Populare Romîne, publică articole de cercetare, note documentare şi recenzii din domeniul metalurgiei. În nr. 1, 1962 al acestei reviste sînt publicate următoarele articole:

Transformările „subalotropice" ale fierului legate de unele proprietăţi ale oţelurilor. Pe baza unor analize termodiferenţiale ale fierului, autorii Ovidiu Bolgiu şi Maria Bolgiu arată că în afară de variaţiile de volum datorită transformărilor alotropice, mai există transformări de mai mică amploare fără modificarea tipului de reţea cristalină, denumite transformări subalotropice. Unele transformări sînt însoţite de modificarea coeficientului de dilatare reticulară şi uneori de un mic salt al valorii parametrului. Pe lîngă aceasta însă dilatarea globală mai este influenţată de dilatarea domeniilor de neregularităţi structurale (limitele grăunţilor, sublimite, dislocaţii etc.). Datorită faptului că neregularităţile structurale se pot dilata diferit de domeniile coerente ale reţelei, se pot produce în unele intervale de temperatură afinări, iar în altele compactări ale reţelei cristaline. În primul caz, va exista tendinţa de segregare a atomilor interstiţiali în domeniile rarefiate şi se pot forma compuşi fragili care influenţează defavorabil proprietăţile materialului. În cazul că dilatarea globală este mai mică decît cea teoretică, lucrurile se petrec invers şi proprietăţile se vor îmbunătăţi.

Starea atomilor de fier rămîne aceeaşi şi pentru oţeluri călite şi necălite şi chiar pentru compuşii fierului cum ar fi pirotita.

Un studiu al variaţiei proprietăţilor (rezilienţă, rezistenţă, alungire) pentru diferite temperaturi, arată corelaţia existentă între acestea şi indicaţiile date de curba termodiferenţială. Se pot explica pe această cale: procesele de precipitare a carburilor la revenirea martensitei, transformările bainitice, fragilitatea de revenire, minimul de stabilitate a austenitei la călire, creşterea tendinţei de grafitizare a oţelurilor hipereutectoide. Completînd concluziile diagramei de dilatare cu cele ale diagramei endoelectrice se pot explica şi procesele care au loc la transformarea $\alpha \rightarrow \gamma$: dizolvarea carbonului, redistribuirea electronilor liberi, micşorarea dilataţiei globale.

Aliaje semiconductoare pe bază de telur pentru frigidere termoelectrice. În acest articol se prezintă cercetările efectuate de Marius Protopopescu şi Nicolae Petrescu în vederea obţinerii unor materiale cu eficacitate termoelectrică optimă.

Elementele de bază au fost Bi, Se, şi Te, obţinute din materii prime indigene. Prima parte a lucrării este destinată metodelor de purificare pînă la puritatea spectrală a acestor elemente. Metodele au fost: chimice, electrolitice, distilare în vid, rafinare zonară. S-au preparat apoi compuşi Bi_2Te_3, Sb_2Te_3 şi Bi_2Se_3, stabilindu-se condiţiile pentru obţinerea lor.

Pentru obţinerea materialelor cu caracteristici termoelectrice constante şi reproductibile s-au făcut încercări de sinterizare la diferite temperaturi a aliajelor ternare conţinînd 74% mol Sb_2Te_3 + 26% mol Bi_2Te_3 şi 80% mol Bi_2Te_3 + + 20% Bi_2Se_3 cu adaos de Pb, Hg, Te sau I pentru obţinerea de semiconductoare de tip „p" sau „n". Cele mai bune rezultate s-au obţinut pentru comprimatele din aliaj cu 74% mol Sb_2Te_3 + 26% mol Bi_2Te_3 + 3% Te + 0,1% Pb din aliaj cu 74% mol Sb_2Te_3 + 26% mol Bi_2Te_3 + 3% Te + 0,1% Pb sinterizate la 400°C în argon şi pentru comprimatele din aliaj cu 80% mol Bi_2Te_3 + 20% mol Bi_2Se_3 + 0,12% AgI sinterizate la 350°C în vapori de iod.

Rezultatele asamblării elementelor de răcire, precum şi determinarea eficacităţii şi randamentul unui microfrigider construit cu aceste elemente vor fi publicate într-un alt articol.

Dislocaţii şi macle în monocristale de siliciu obţinute prin metoda topirii zonare. În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate asupra imperfecţiunilor din monocristalele de siliciu, obţinute prin metoda topirii zonare. A fost studiată influenţa mărimii densităţii dislocaţiilor din germene asupra aceleia din cristalul crescut, interacţiunea dislocaţiilor cu maclele şi efectul tratamentului termic asupra ordonării dislocaţiilor. S-a stabilit că densitatea dislocaţiilor din monocristal nu depinde de aceea din germene. Dislocaţiile sînt blocate de macle; autorii N. Rittenberg, B. Didiv şi P. Roman) au verificat teoria lui Eshelby, Frank şi Nabarro despre dislocaţiile blocate.

Un tratament termic de 14 ore la 1 350°C duce la o poligonizare a dislocațiilor, iar cele nepoligonizate devin paralele cu o direcție privilegiată.

Studiul distribuției impurităților într-un lingou de material semiconductor pornind de la o pastilă dotată prin topire zonară repetată, cu aplicații la dotarea siliciului. După considerații teoretice asupra dotării materialelor semiconductoare cu elemente active electrice din grupele III și IV prin metoda topirii zonare, autorii (B. Didiv, V. Rittenberg și P. Roman) arată că pentru a obține prin dotare un siliciu de tip *n* singurul element convenabil este fosforul. Așezînd pastilele dotate în poziții bine stabilite, abaterile de concentrație în fosfor față de valoarea medie de-a lungul lingoului, nu depășește 30%. Se observă, de asemenea, că pe măsură ce numărul de treceri este mai mare, sînt necesare mai puține pastile pentru compensarea scăderii concentrației.

Considerații privind conținutul de gaze și incluziuni nemetalice în fontele brute indigene. Între conținutul de gaze, cel de incluziuni nemetalice și conținutul, forma, mărimea și repartizarea separărilor de grafit din fonte este o legătură directă, determinată de condițiile de elaborare a fontei în furnal.

În lucrare, L. Sofroni și colaboratorii săi expun date experimentale privind variația conținutului de gaze și incluziuni din fontele brute indigene și corelația ce există între aceste caracteristici și compoziția chimică, valorile contracției liniare libere, microstructură și tendinței de formare a suflurilor.

În baza acestor date reiese că fontele brute pentru turnătoria Călan, în comparație cu celelalte fonte brute folosite, se caracterizează printr-un conținut mai ridicat de gaze și incluziuni. De asemenea, fontele Călan prezintă fluctuații importante ale conținutului de gaze și incluziuni ceea ce denotă condiții inconstante în mersul furnalului.

Cunoașterea acestor caracteristici a fontelor brute contribuie la aprecierea condițiilor corecte de elaborare a fontelor în furnal.

Cercetări experimentale privind influența intensității de deformare asupra proprietăților mecanice ale unor sortimente de table subțiri laminate la cald. Autorii (R. Fischgold și I. Drăgan) analizează în mod experimental unul dintre factorii limitativi ai creșterii productivității procesului de laminare și anume proprietățile mecanice ale produsului laminat. Conform părerilor anterioare laminarea longitudinală este imposibilă pentru reduceri $\frac{H}{h} < 2$ (într-o singură trecere).

Încercările au fost făcute asupra a două sorturi de oțeluri, un oțel carbon moale și un oțel silicios. S-a constatat că aplicarea unor regimuri intensive de laminare, cu $\Delta h < 50\%$ pe o trecere nu modifică esențial alungirea, domeniul de elasticitate, zona deformărilor plastice propriu-zise, rezistența la rupere. Pentru unul și același regim de deformare anizotropia rezultatelor este de mai multe ori mai pronunțată pentru valori mai ridicate ale gradului mediu de reducere. Această anizotropie se explică probabil printr-o anumită dispunere a nicluziunilor nemetalice.

Din analiza făcută rezultă că procesul de laminare poate fi intensificat prin scăderea numărului de treceri, fără a scădea calitatea materialului.

Contribuții la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă. Autorii (A. Domșa și colaboratorii) trec în revistă principalele condiții pe care trebuie să le satisfacă pulberea magnetică de fier destinată separării semințelor de cuscută de cele de trifoleine, precum și procedeele cunoscute de prepararea pulberii de fier pentru acest scop, făcînd totodată considerații critice privitor la metodele de fabricație folosite pînă în prezent la noi în țară.

Lucrarea de față aduce o nouă contribuție la această problemă. Se propune prelucrarea așchiilor de oțel rezultate la fabricarea rulmenților, constînd din : 1) îndepărtarea lichidului de așchiere prin încălzire în atmosferă de gaz metan ; 2) decarburarea și reducerea oxizilor în atmosferă de amoniac disociat ; 3) dezintegrare.

Finețea, forma granulelor, culoarea, rezistența la oxidare și ceilalți parametri fizico-chimici și tehnologici situează această pulbere printre produsele de calitate destinate scopului studiat.

Un nou tip de laminor continuu de țagle. Prof. doctor în științe tehnice M. L. Zaroșcinski, *Stal, nr. 2, 1962*

O metodă radicală pentru înlăturarea defectelor metalului laminat (crăpături etc. poate fi numai utilizarea cajelor verticale și orizontale care se succed alternativ. Cajele verticale sînt mai grele, mai voluminoase și mai complicate decît cele orizontale. Totuși, eliminarea cajelor verticale din construcția laminoarelor nu este rațională. Ori de cîte ori este necesară deformarea după două direcții perpendiculare pentru a evita fisurarea marginilor trebuie utilizate cajele verticale.

La alegerea tipului laminorului, criteriul de bază trebuie să-l constituie calitatea. Întrebuințarea rolelor de răsturnare nu este suficientă, întrucît nu înlătură defectele amintite. În prezent, pînă la realizarea unor tipuri mai perfecționate de caje verticale, se recomandă utilizarea lor în număr cît mai restrîns. Astfel, se preconizează două scheme de laminoare continue, cu numai trei caje verticale în loc de cinci (fig. 1).

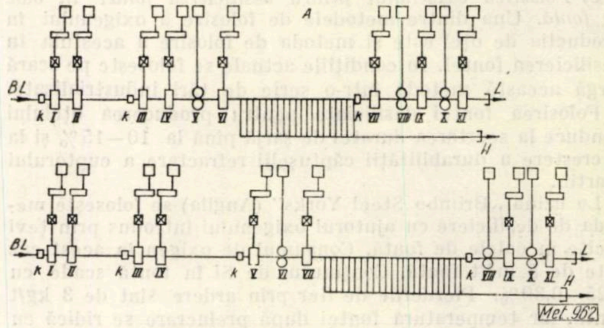


Fig. 1. Două variante (*A* și *B*) ale unui laminor continuu cu 11 caje : *I*–*XI* – caje ; *K* – răsturnător ; *H* – foarfece 900 t : *L* – foarfece volant ; *BL* – de la bluming.

Din totalul celor 11 caje, la schema *A*, în prima grupă lucrează șase, iar la schema *B* șapte caje. Diametrele cilindrilor sînt 1 050 mm la cajele *I-III*, de la *IV*–*VII* 730 mm și de la *VIII-XI* 550 mm.

La schema *A* reducerile de secțiune au loc după cum urmează (pentru blum 380 × 280 cm) :

Grupa I			Grupa 2		
Caja	Secțiunea	Δhmm	Caja	Secțiunea	Δhmm
I	290 × 290	90	VII	125 × 125	45
II	205 × 305 răsturnare	85	VIII	romb	35 (medie)
III	215 × 220	85	IX	100 × 100	35 (medie)
IV	230 × 150	70			25
V	160 × 160	70	X	romb	
VI	170 × 115 răsturnare	45	XI	80 × 80	25 (medie)

La bluming, ultima răsturnare se petrece după o trecere pară ; de aceea se face trecerea în gol, care servește ca pauză între lingouri. Răsturnătorul dinaintea primei caje a laminorului de țagle se folosește pentru introducerea blumului cu înălțimea de 280 mm.

După cajele *II* și *VI* laminatul trece pe calea cu role și este răsturnat. Cajele *III-VI* și *VII-XI* lucrează ca linie continuă. Cajele *V*, *VIII* și *X* sînt verticale.

În grupa a doua, laminatul, după caja *VII* este răsucit pe role cu 45°. La o distanță de 6 m între caje, unghiul de răsucire nu depășește 5° și apariția fisurilor poate fi evitată.

În cazul laminării după schema *B* sînt folosite aceleași reduceri de secțiune, dar răsturnarea pe role la ieșire are loc după cajele *II* și *IV*. Linia continuă e alcătuită de cajele *V-VII* și *VIII-XI*. Cajele *VI*, *VIII*, *X* sînt verticale. Înaintea grupei a doua, laminatul este răsucit cu 45°.

Dimensiunile minimale ale ţaglei sînt 80 × 80 mm — întrucît multe dintre laminoarele moderne de sîrmă pornesc de la ţagle de aceste dimensiuni.

La schema *A* lungimea căilor cu role este mai mică decît la schema *B* cu circa 57 m, neexistînd calea cu role între cajele *IV-V*, iar calea cu role dintre grupe e mai scurtă cu 17 m.

La schema *A* se pot obţine ţagle de 125 × 125 mm din grupa a doua, cu t ierc la foarfecele volant.

În funcţie de tendinţa actuală a creşterii greutăţii lingourilor la 11 ÷ 13 T se prevede ca la ieşirea din prima grupă dimensiunile minime ale laminorului să fie de 125 × 125 mm iar la grupa a doua de 80 × 80 mm.

Ţaglele plate se laminează azi cu lăţimi de 170 ÷ 450 mm şi grosimi de 65 ÷ 100 mm. Dimensiuni de (250 ÷ 450) × (85 ÷ 100) se pot obţine din prima grupă — mai mici din a doua.

Fisurile apar din cauza răsucirilor de 14 ÷ 18°. Reducînd acest unghi la 4 ÷ 5° apariţia fisurilor devine foarte puţin probabilă.

Ruperea şi fărîmiţarea şpanului cu ajutorul formei geometrice adecvate a sculelor aşchietoare. I. I. Bajenov În. *Stanki i instrument, nr. 1962*

Obţinerea şpanului continuu la prelucrările mecanice ale metalelor este nedorită, deoarece frînează mărirea productivităţii muncii, atît în cazul prelucrărilor intensive, cît mai ales în cazul prelucrărilor rapide.

Cea mai simplă şi universală metodă de rupere şi fărîmiţare a şpanului constă în practicarea unor degajări pe suprafeţele anterioare ale sculelor aşchietoare.

În articolul prezentat, L. I. Bajenov arată că prin numeroase experimentări a ajuns în situaţia de a putea determina forma geometrică optimă a degajărilor.

Experimentările s-au făcut cu laminate din oţelul St 45 cu duritate HB = 170, din oţelul St 3, cu duritatea HB = = 120 şi din oţelul inoxidabil IH18N9T pe un strung de tipul 1A62.

Experimentările au decurs în două serii caracterizate prin adoptarea de intervale diferite pentru regimul de aşchiere.

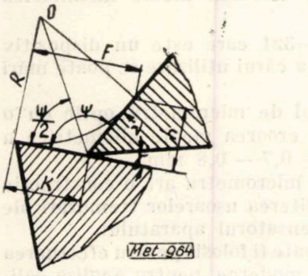


Fig. 1. Parametrii degajării.

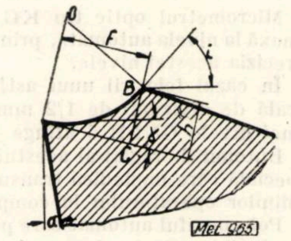


Fig. 2. Parametrii cuţitului cu piesă de adaos

În prima serie, experimentările s-au făcut cu cuţite confecţionate din oţel rapid R9 cu răcire cu emulsie ; în a doua cu cuţite prevăzute cu plăcuţe dure de tipul T5K10 fără răcire.

În primul caz viteza de tăiere a variat între 8 şi 75 mm/min iar în al doilea caz între 75 şi 220 mm/min.

Avansul pentru fiecare tip de ascuţire a cuţitului a fost de : 0,08 ; 0,1 ;0,2 şi 0,3 mm/rot, iar adîncimea de tăiere de 1 ; 2,5 ; 5 şi 10 mm.

În total au fost luate şi analizate peste 2 500 probe de şpan.

Pentru unghiul $\gamma = 15°$, cele mai favorabile condiţii de rupere şi fărîmiţare a şpanului s-au obţinut pentru raporturile $\frac{h}{R} \approx \frac{1}{2} - \frac{3}{4}$ (fig. 1).

Şpanul fărîmiţat are aspectul unei spire deschise sau al unei semispire. Se recomandă ca degajările să se utilizeze pentru avansuri între 0,1 şi 0,5 mm/rot şi ca, începînd cu avansul de 0,5 mm, să se utilizeze cuţite cu piese de adaos pentruruperea şi fărîmiţarea şpanului (fig. 2).

În cazul răcirii cuţitului cu emulsie, se observă o micşorare a dimensiunilor de gabarit a spirelor şi semispirelor de şpan fărîmiţat.

Ax portabraziv pentru şlefuire de precize. G. H. Borodulin. În : *Stanki i instrument, nr. 4, 1962*

La uzina de instrumente de măsură din Celeabinsk s-a elaborat un ax portabraziv (fig. 1), adaptabil pe maşinile de şlefuit şi recomandat pentru şlefuiri de precizie. Turaţia de lucru a dispozitivului este de 12 000 rot/min.

Noutatea tehnică a axului portabraziv o constituie modul în care a fost rezolvată problema anihilării jocurilor ce apar datorită uzurii rulmenţilor. Este cunosuct faptul că la asemenea turaţii, uzura rulmenţilor este destul de rapidă şi pronunţată şi are o influenţă negativă importantă asupra gradului de precizie cu care se realizează şlefuirea.

La această soluţie fiecare rulment al dispozitivului este format din inelul exterior şi treisprezece bile *7* cu diametru 7/16″. În locul inelelor interioare au fost adaptate bucşele conice *9* şi *12* montate pe ax prin intermediul unei pene prismatice.

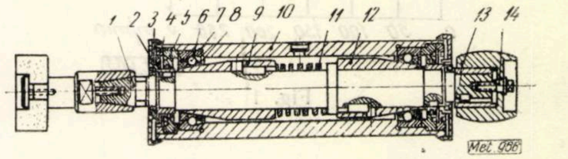


Fig. 1.

Bucşele se pot mişca liber în lungul axului. Cu ajutorul resortului *11*, bucşele preiau în mod automat jocurile ce apar în urma uzurii rulmenţilor.

Inelele exterioare sînt fixate în corpul dispozitivului *10* cu piuliţele *5* şi contrapiuliţele *4*. Apărătorile *2*, fixate pe dispozitiv cu şurburile *3*, feresc dispozitivul de pătrundere în interior a şpanului metalic, a prafului abraziv sau a murdăriei.

Şaiba *13* se montează prin intermediul unei bucşe presate şi se fixează cu şurubul *14*.

Resortul este executat din sîrmă de oţel cu secţiunea pătrată cu latura de 6,5 mm.

Caracteristicile constructive ale resortului sînt : diametrul interior al resortului 40 mm ; numărul de spire active 9,5 ; numărul total de spire 11 ; lungimea resortului în stare neîncărcată 120,5 mm.

Experimentările au arătat că dispozitivul asigură suprafeţelor şlefuite o înaltă calitate, temperatura de încălzire a rulmenţilor fiind neînsemnată.

Utilizarea izotopilor radioactivi pentru determinarea rezistenţei la uzură a sculelor aşchietoare. *G. I. Krasko. In : Stank i iinstrument nr. 3, 1962*

Ca rezultat al complexului de lucrări de cercetare efectuate la Institutul unional de cercetări instrumentale, a fost elaborată metodica determinării rapide a rezistenţei la uzură a sculelor aşchietoare.

Principiile de bază ale metodicii elaborate, arătate în articol de cercetătorul *G. I. Vlasco*, pot fi rezumate la următoarele :

— partea tăietoare a sculei trebuie supusă iradierii timp de 10—12 ore cu flux de neutroni cu densitatea de 10^{12} neutroni/s cm^2 ;

— izotopii radioactivi utilizaţi pentru iradiere pot fi W^{187} , Co^{60} sau Cr^{51} ;

— în scopul înlăturării uzurii intense, iniţiale, scula trebuie rodată timp de 5—10 min ;

— după rodare se iau probe de şpan şi se măsoară radioactivitatea, uzura specifică a sculei determinîndu-se în funcţie de radioactivitatea şpanului după formula :

$$P = \frac{Pni_g\, i_b}{NKq} \text{ mg/g},$$

în care :

P este greutatea părţii active a sculei, mg ;
n — radioactivitatea şpanului, impulsuri/min ;
N — radioactivitatea părţii active a sculei, microröntgeni/s ;

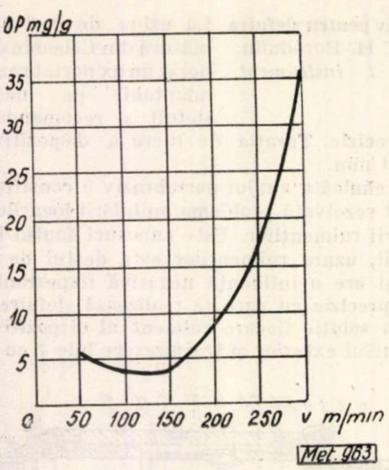


Fig. 1

q — greutatea probei de şpan, g;

i_g — coeficientul de corecţie pentru gradul de fărîmiţare a probei de şpan;

i_b — coeficientul de corecţie pentru uniformitatea depunerii pe şpan a produselor radioactive rezultate din uzura sculei;

K — coeficientul de echivalare a unităţilor de măsură a radioactivităţii, impulsuri/min şi microröntgeni/s.

Determinarea uzurii specifice în funcţie de viteza de aşchiere şi de avansul sculei are o deosebită importanţă tehnico-economică, deoarece permite să se găsească regimul optim de aşchiere, din punct de vedere al rezistenţei maxime a sculei la uzură.

Ca exemplu de determinare, în figura 1 se arată dependenţa dintre uzura specifică şi viteza de prelucrare, în cazul strunjirii oţelului sovietic St 45 cu un cuţit confecţionat din oţelul rapid R 18.

În articol se arată că această metodă este de aproximativ 50 ori mai economică în comparaţie cu metodele clasice de încercări la uzură.

Cronica

Expoziţia de aparate de măsură a R.P. Ungare

Intreprinderea ungară de comerţ exterior ,,Metrimpex" a organizat între 25 mai şi 9 iunie a.c. în localul Camerei de comerţ a R.P. Ungare, o expoziţie în cadrul căreia a prezentat o serie de instrumente de măsură şi aparate de precizie pentru diferite domenii industriale, precum şi instrumente medicale, instrumente de laborator şi analize etc.

În dezvoltarea industriei ungare se acordă un rol deosebit de important fabricării de instrumente de măsură, şi aparate pentru asigurarea tuturor ramurilor industriale cu instalaţii de cea mai modernă construcţie, în cantităţile şi sortimentele solicitate. Această dezvoltare a industriei de instrumente de măsură şi aparate a permis ca Întreprinderea de comerţ exterior ,,Metrimpex" să exporte circa 5 000 piese diferite: aparate de laborator, medicale, de telecomunicaţii (radio, televiziune, telefonie, micro-unde) şi de fizică nucleară, aparate de măsură electrice şi de încercare a materialelor (metale, hîrtie, textile, mase plastice etc.), instrumente optice şi de geodezie precum şi elemente de automatică.

Aparatele produse de industria maghiară au ajuns în toate colţurile lumii şi se bucură peste tot de un renume crescînd care se manifestă în mod special la diferite expoziţii internaţionale.

Intreprinderea ,,Metrimpex" expune în fiecare an în numeroase expoziţii şi tîrguri internaţionale produsele industriei ungare de aparate şi instrumente de măsurat.

Dintre cele peste 100 de exponate prezentate în cadrul acestei expoziţii, care reprezintă numai o mică parte a celor cîteva mii de aparate pe care le exportă R.P. Ungară, se vor prezenta cîteva dintre aparatele şi instrumentele care interesează industria constructoare de maşini.

Pupitrul pentru automatizări, care prezintă cele mai noi tipuri de elemente de automatizări care se folosesc pentru o automatizare completă, poate fi folosit şi în locuri în care există pericol de explozie deoarece foloseşte aer comprimat la 1,2 at. Construcţia lui permite ca acţionarea diferitelor elemente să fie făcută din sălile de comandă ale proceselor tehnologice.

Regulatorul de temperatură tip EDC—1 care măsoară şi reglează temperatura de la 20 la 1 600°C pentru cuptoare şi băi de tratamente termice.

Centrifuga universală de laborator cu instalaţie de răcire care permite răcirea mediului interior pînă la —15°C; la acest aparat se pot separa particulele solide din soluţii sau lichidele cu densităţi diferite.

Teodolitul GTE-B 1 realizat de uzinele Magyar Optikai Müvek cu care se pot citi — orizontal şi vertical — unghiuri cu o precizie de 1", prevăzut cu un sistem de centrare de mare precizie.

Nivela tip GNI-B 1, un tip perfecţionat al nivelei automate produsă de uzinele Magyar Optikai Müvek, care prezintă avantajul unui control uşor al poziţiei bulei de aer între repere, înainte de efectuarea citirii. Eroarea medie kilometrică este mai mică decît ±2 mm.

Micrometrul optic tip KG—321 care este un dispozitiv anexă la nivela automată, prin a cărui utilizare se poate mări precizia acestei nivele.

În cazul folosirii unui astfel de micrometru optic cu o scală de diviziuni de 1/2 mm eroarea medie kilometrică a unei nivele GNI-B 5 atinge ± 0,7 — 0,8 mm.

Butonul de reglaj al acestui micrometru are o construcţie specială care împiedică transmiterea uşoarelor tremurări ale mîinilor operatorului la compensatorul aparatului.

Polarograful automat care poate fi folosit pentru efectuarea oricărei cercetări polarografice moderne, pentru analiza calitativă şi cantitativă a materialului studiat.

Puntea de măsură RLC tip 1437/S, o punte universală de măsură care se foloseşte pentru măsurarea celor mai importante caracteristici electrice: rezistenţă, capacitate, inductivitate precum şi la determinarea frecvenţei de rezonanţă a circuitelor acordate.

Prin folosirea unui aparat special se poate verifica şi deviaţia procentuală la fabricarea în serie a pieselor. Precizia de măsurare a acestei punţi este de maximum ± 1%.

S-au mai expus şi instalaţii medicale: scaunul dentar cu instalaţie electrică şi hidraulică care poate fi deplasat foarte uşor în orice poziţie, aparatul universal pentru instalaţii care permite pulverizarea foarte fină (0,3—5μ) a medicamentelor lichide sau sub formă de praf, în stare rece sau caldă şi care poate fi folosit simultan de către doi bolnavi precum şi cardiograful balistic.

Expoziţia a fost vizitată de un număr mare de specialişti interesaţi de produsele expuse.

Inginerii şi tehnicienii unguri care au însoţit expoziţia au stat la dispoziţia publicului vizitator dînd informaţii asupra detaliilor tehnice ale aparatelor şi instrumentelor de precizie expuse.

Recenzii

Construirea piesei turnate. Maşghiz, 1961, 574 pagini, cu figuri, tabele şi bibliografie

Alegerea corectă a construcţie piesei turnate prezintă o importanţă deosebit de mare în primul rînd din punct de vedere al economiei de metal prin micşorarea greutăţii maşinilor. În afară de aceasta, construcţia piesei turnate influenţează asupra micşorării volumului şi simplificării operaţiilor de prelucrare mecanică, de curăţare, finisare şi sudare a piesei turnate, asupra durabilităţii lor în exploatare, a posibilităţii de folosire la executarea pieselor de aliaje mai ieftine şi cu proprietăţi de turnare mai bune şi deci asupra reducerii preţului de cost al pieselor turnate.

Deşi rolul construcţiei şi al metodelor de construire corectă a pieselor turnate este foarte mare (lucru ce se realizează prin colaborarea strînsă între constructor, tehnologul turnător şi cel mecanic), literatura de specialitate este foarte săracă în monografii privind această problemă.

Prin volumul, structura şi nivelul său, lucrarea profesorului Mihail Skarbinski (Varşovia) este, pare-se, prima şi unica monografie care analizează şi generalizează scopul şi metodele de construire a pieselor turnate obţinute prin diferite metode. Lucrarea recenzată reprezintă traducerea în limba rusă a cărţii apărute în R.P. Polonă în anul 1957 sub denumirea de „Konstrukcja odlewow". Traducerea a fost făcută sub redacţia prof. I.A. Nehendzi şi a conf. A. N. Sokolov.

În partea întîia a cărţii sînt expuse metodele de excutare a pieselor turnate, domeniul de aplicare a acestor metode, precizia pieselor turnate, adaosul de prelucrare mecanică, abaterile dimensionale etc.

Principiile generale de construire a pieselor turnate în funcţie de condiţiile de lucru în maşini, alegerea materialului şi a procesului tehnologic de executare a piesei, tipizarea pieselor turnate fac obiectul părţii a doua a lucrării.

O mare parte din lucrare (partea a treia) este destinată problemei construirii pieselor turnate în funcţie de rezistenţa şi rigiditatea pieselor sub formă de traverse drepte şi curbate, de rame plate şi volumice, de plăci netede şi cu nervuri, de vase subţiri şi groase etc.

Partea a patra şi a cincea analizează problema construirii pieselor turnate în forme din amestecuri de formare ţinînd seama de simplitatea şi economicitatea metodei de executare a formei, miezurilor şi modelelor, de obţinerea piesei sănătoase (fără retasuri, porozităţi şi tensiuni interne), de uşurinţa şi economicitatea curăţării lor, a economiei de metal în general, de simplitatea şi economicitatea prelucrării mecanice a pieselor turnate.

Aceste principii generale sînt folosite pentru stabilirea de recomandări concrete privind construirea pieselor turnate din diferite aliaje şi prin metode diferite în forme metalice, sub presiune, centrifugal şi în forme coji (partea a şasea şi a şaptea a lucrării).

În partea a opta a lucrării se dau cîteva date privind materialele metalice folosite pentru piese.

Traducerea în limba rusă a lucrării cuprinde, de asemenea, unele adaosuri scrise de specialişti sovietici, adaosuri care înlătură în bună parte unele lipsuri şi în acelaşi timp reflectă experienţa sovietică în acest domeniu.

Lucrarea prof. M. Skarbinski, datorită bogăţiei de date pe care le cuprinde, metodei şi nivelului de expunere a materialului, reprezintă un ajutor preţios, un ghid pentru tehnologii turnători şi constructori, cadrele didactice şi studenţii care lucrează în domeniul construirii pieselor turnate.

L. Sofroni

A. P. GULEAEV. **Tratamentul termic al oţelului.** Editura Tehnică 1962

Literatura ştiinţifică şi de specialitate în limba romînă s-a îmbogăţit recent cu o lucrare extrem de valoroasă şi utilă „Tratamentul termic al oţelului„ de Prof. doctor în ştiinţe tehnice A.P. Guleaev. Este traducerea din limba rusă a celei de a doua ediţii a lucrării „Termiceskaia obrabotka stali", Editura Maşghiz, Moscova-1960, în care teoriile expuse în prima ediţie au fost dezvoltate şi verificate.

Lucrarea cuprinde 10 capitole în care se tratează la un nivel ştiinţific corespunzător teoria transformărilor de faze şi practica tratamentului termic al oţelului, fiind folositoare studenţilor care se specializează în metalurgie fizică şi tratament termic, aspiranţilor, inginerilor şi tehnicienilor care se ocupă de ridicarea calificării lor în acest domeniu.

În partea întîia a lucrării „Teoria tratamentului termic" sînt expuse principii generale de tratament termic, teoria asupra formării şi descompunerii austenitei, transformările la revenire şi influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor oţelului.

În partea a doua a lucrării „Practica tratamentului termic" sînt prezentate date privind călirea şi revenirea, recoacerea şi normalizarea, călirea superficială şi tratamentul termochimic al oţelurilor.

Interesul teoretic şi practic pe care îl prezintă această lucrare şi felul cum este sistematizat materialul ne determină să redăm mai pe larg conţinutul acestei lucrări.

În capitolul I, „Principii generale de tratatament termic", sînt arătaţi factorii principali care acţionează în tratamentul termic, tratamente termice posibile în vederea obţinerii unei structuri a oţelului cu proprietăţi optime. Sînt expuse condiţiile termodinamice ale desfăşurării transformărilor de fază, teoria formării şi creşterii germenilor de fază nouă, rolul centrelor de cristalizare existenţi, principiul concordanţei structurale şi chimice etc.

Termodinamica şi mecanismul de transformare a perlitei în austenite şi factorii care influenţează formarea unei austenite omogene sînt arătaţi în capitolul II „Formarea austenitei".

În capitolul III este expusă teoria asupra descompunerii austenitei, în condiţii de menţinere izotermă sau la răcire continuă, după reacţia perlitică şi bainitică. De asemenea influenţa carbonului, a elementelor de aliere şi a altor factori asupra descompunerii austenitei.

Teoria transformării austenitei în martensită este expusă în capitolul IV, unde se arată mecanismul de transformare, natura şi structura martensitei, influenţa compoziţiei chimice asupra temperaturii de început şi sfîrşit de formare a martensitei. Un loc important îl ocupă teoria asupra formării izoterme a martensitei, stabilizării austenitei, transformării austenitei în martensită la încălzire şi influenţa acţiunilor exterioare asupra transformării martensitice.

Transformările care au loc la încălzirea oţelului călit, adică la revenire sînt tratate în capitolul V. Revenirea martensitei, descompunerea austenitei reziduale, recristalizarea etc., sînt expuse pe larg pe baza unui amplu material experimental.

Întrucît scopul principal al tratamentului termic este modificarea structurii, pentru a se obţine o anumită modificare a proprietăţilor, autorul în capitolul VI tratează pe larg influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor oţelului. În afară de faptul că se arată proprietăţile constituenţilor care se formează la călire şi la revenire, se face şi compararea proprietăţilor constituenţilor formaţi din descompunerea directă a austenitei, cu proprietăţile constituenţilor la căliri şi reveniri.

În capitolul VII „Călirea şi revenirea" se tratează problemele generale ale practicii călirii şi revenirii oţelului. Baza expunerii acestor probleme o reprezintă datele cu privire la transformările de fază din oţel în timpul tratamentului termic şi dependenţa dintre proprietăţi şi structură descrise în capitolele precededente. Acest capitol prezintă un interes deosebit pentru specialiştii în metalurgie fizică şi tratament termic, întrucît sînt indicate numeroase date cu privire la alegerea şi conducerea procesului de tratament termic pentru obţinerea unor caracteristici corespunzătoare.

Operaţiile iniţiale ale tratementului termic care are ca scop fie înlăturarea unor defecte ale operaţiilor anterioare de prelucrare la cald (turnare, forjare) fie pregătirea structurii pentru operaţiile tehnologice ulterioare cum ar fi, de exemplu prelucrarea prin aşchiere, călirea etc. sînt redate în capitolul VIII „Recoacerea şi normalizarea". Pentru fiecare tip de operaţiune se dau condiţiile în care se execută şi rezultatele care se obţin în cazul cînd procesul tehnologic este efectuat în mod corespunzător. În capitolul IX „Călirea superficială" se indică metodele de călire locală.

Tratamentul termochimic formează obiectul capitolului X, în care se analizează din punct de vedere ştiinţific procedeele care, în prezent, se aplică pe scară mare (cementarea, nitrurarea, cianurarea, metalizarea prin difuziune). În ultima parte sînt expuse 116 microfotografii efectuate cu microscopul optic şi electronic care cu excepţia unui foarte mic număr — au fost luate din lucrările autorului şi ale colaboratorilor săi.

Lucrarea prezintă un interes deosebit pentru că tratează stadiul actual al teoriei şi practicii tratamentului termic pe baza a numeroase cercetări ale savanţilor sovietici şi străini precum şi a unui mare număr de lucrări de cercetare ale autorului (519 indicaţii bibliografice care au legătura cea mai directă cu problemele tratate).

C. Ionescu

Studii şi cercetări de mecanică aplicată. Academia Republicii Populare Romîne. Institutul de Mecanică aplicată „Traian Vuia". Anul XIII, nr. 1, 1962

Acest număr al revistei cuprinde patru lucrări de aerohidromecanică, trei din domeniul teoriei mecanismelor, patru din sectorul elasticitate-plasticitate-rezistenţa materialelor, două din ungere-frecare-uzură şi două din tehnologia mediilor solide continue. Revista mai cuprinde materiale la rubricile: participări la manifestări ştiinţifice peste hotare şi recenzii.

1. Elie Carafoli şi Adriana Ghia-Năstase. *Asupra problemei de rezistenţă minimă a aripii de grosime simetrică în curent supersonic.* Lucrarea determină forma suprafeţei unei aripi de rezistenţă minimă, de grosime simetrică, la care proiecţia plană şi volumul sînt date şi care trebuie să satisfacă în plus o serie de condiţii ca de exemplu: închiderea aripii pe bordurile sale de atac şi fugă, continuitatea suprafeţei aripii la traversarea muchiei.

S-a luat ca formă în plan a aripii un triunghi nesimetric pentru a se putea generaliza, cuprinzîndu-se şi cazurile aripilor delta sau trapezoidale. Tot pentru generalizare, s-a considerat că aripa are o muchie de separaţie.

Folosind expresia generală a vitezei axiale de perturbaţie, dată de autori, s-a sistematizat calculul astfel încît problema se reduce la rezolvarea unui singur tip de integrală, pentru care se dă o formulă algebrică de recurenţă.

2. N. N. Patraulea. *Obstacole fluide cu pînză de jet rotitoare.* Se studiază interacţiunea dintre un corp asimetric şi o pînză de jet rotitoare care iese din interiorul acestuia.

Se stabilesc condiţiile care trebuie îndeplinite pe pînza de jet şi se iau în considerare cazul unui obstacol carenat şi al unei aripi inelare cilindrice lungi.

3. T. Hacker. *Despre calităţile de zbor ale avioanelor* DAV *parţial controlate (fără automat de stabilizare).* Stabilitatea avioanelor DAV (cu decolare şi aterizare verticală) are, faţă de cazul clasic, unele particularităţi care pretind un tratament special. La zborul pe verticală şi mai ales la zborul la punct fix, neavînd o stabilitate proprie, aceasta trebuie asigurată prin măsuri adecvate.

Lucrarea cercetează mişcarea perturbată a sistemului dinamic aparat de zbor, stabilizată (uman sau automat), stabilitatea în regim de croazieră, mişcarea perturbată în regimul de zbor la punct fix şi evaluează gradul de instabilitate şi frecvenţa de oscilaţie a valorii perturbaţiilor.

4. Chr. Pelecudi. *Folosirea arcelor de came de translaţie cu tachet de translaţie la reprezentarea funcţiilor.* Lucrarea extinde posibilitatea folosirii arcelor de came pentru reprezentarea funcţiilor.

5. R.C. Bogdan, Ch, Pelecudi şi L. Calmaciuc. *Asupra unor curbe sferice şi a mecanismelor necesare produsului lor.* În lucrare se studiază curbele sferice necesare în mecanismele pentru cercetarea calităţii suprafeţei bilelor de rulmenţi

6. Fl. Dudiţă, *Transmisii policardanice.* Pentru studierea cinematicii şi dinamicii transmisiilor cu mai multe cardane, se stabilesc parametrii şi formulele de recurenţă utilizate şi se apelează la metodele specifice teoriei mulţimilor. Se stabilesc legile generale de variaţie a solicitărilor, precum şi o formulă pentru randamentul total.

7. Smriti Kama Bhowmick. *Asupra tensiunilor produse de un cuplu izolat care acţionează într-un punct din interiorul unei benzi elastice infinite cu laturile paralel încastrate.* Autorul, de la Facultatea de matematică a Universităţii Jaderpur, Calcutta, dă o nouă rezolvare problemei, care fusese tratată în presupunerea că laturile paralele ale benzii elastice sînt libere.

8. V. Visarion şi D. Drăghicescu. *Calculul cuptoarelor rotative de clincher.* Cunoaşterea distribuţiei de tensiuni, deformaţii şi deplasări în diferite secţiuni permite evitarea distrugerii rapide a învelişului refractar ca urmare a oboselii. Autorii elaborează o metodă de calcul apropiată, bazîndu-se pe teoria plăcilor curbe subţiri.

9. L. Librescu. *Problema dinamică a învelitorilor subţiri, viscoelastice, de mică curbură.* Ţinînd seama de materialul de tip Maxwell, dinamica generală a învelitorilor de mică curbură este tratată prin introducerea pe lîngă forţa de inerţie transversală şi a forţelor de inerţie tangenţiale şi prin luarea în considerare a termenilor neliniari proveniţi din deformaţiile mari.

10. V. N. Constantinescu. *Unele consideraţii asupra calculului lagărelor cu aer alimentate sub presiune printr-un număr mare de orificii sau prin suprafeţe poroase.* Lagărele hidrostatice asigură un regim cu frecări foarte reduse şi uzuri neglijabile, ceea ce le impune atenţiei în aplicaţiile tehnice. Lucrarea contribuie la stabilirea calculului lagărelor de acest tip, lubrificate cu aer sau alte gaze. Stabilindu-se ecuaţiile lubrificării cu gaz în prezenţa unei suprafeţe poroase, capul suprafeţei cu un mare număr de orificii de alimentare este asimilat cu suprafeţele permeabile de coeficient echivalent de porozitate. Se integrează ecuaţia diferenţială a presiunii şi se determină caracteristicile funcţionale ale lagărului alimentat sub presiune printr-o suprafaţă poroasă.

11. D. Pavelescu, I. Iliuc şi S. Barbul. *Studiul unei metode radioactive pentru aprecierea calităţilor lubrifiante ale uleiurilor aditivate, prin prisma uzurii suprafeţelor* (II). În continuarea cercetărilor anterioare ale autorilor, lucrarea descrie echipamentul construit şi metoda elaborată pentru aprecierea calităţilor lubrifiante ale uleiurilor aditivate.

12. M. Popov, I. Mitrică şi E. Deciu. *Influenţa faţetei şi a razei de racordare asupra uzurii sculei aşchietoare.* Lucrarea studiază influenţa pe care o exercită faţeta şi raza de racordare asupra uzurii feţelor active ale sculei aşchietoare, deci asupra durabilităţii, acesteia. Din experimentările efectuate s-au dedus recomandări asupra valorilor optime necesare pentru elementele geometrice ale cuţitului de strung.

13. I. Lăzărescu, G. Abrudan şi G. Arghir. *Asupra preciziei de prelucrare a pieselor conice.* Precizia de prelucrare a cuţitelor profilate fiind legată de modul în care parametrii geometrici ai sculei acţionează asupra deformării profilului prelucrat, iar aceasta din urmă depinzînd de condiţiile procesului de aşchiere, lucrarea examinează un caz particular (prelucrarea unei piese tronconice), însă des întîlnit, în lumina influenţei acestor parametri asupra erorilor teoretice introduse.

C. Aramă

D. A. GHERŞGAL şi V. M. FRIDMAN. **Aparate cu ultrasunete.** Tipografia energetică de stat. Moscova, 1961

Printre numeroasele domenii în care acustica a căpătat o deosebită importanţă pentru tehnica modernă este ultraacustica, domeniu de aplicare în practică a vibraţiilor acustice. Importanţa ultraacusticii este atît de mare încît nu se mai poate vorbi de tehnica nouă, de problema perfecţionării tehnologiei în toate ramurile de producţie fără a ţine seama de ultrasunete.

Numeroasele rezultate teoretice şi practice obţinute, metode originale de cercetare, aparatură de diferite tipuri, specializate în diferitele domenii de cercetare ale fizicii, arată dezvoltarea deosebită pe care ştiinţa şi tehnica ultrasunetelor a căpătat-o în U.R.S.S.

Lucrarea „Aparate cu ultrasunete" o valoroasă prezentare a rezultatelor obţinute în U.R.S.S. în acest important domeniu conţine patru părţi:

Partea întîia se ocupă cu parametrii fizici şi fundamentali a vibraţiilor elastice de frecvenţă sonoră şi ultrasonoră şi aparatura pentru măsurarea lor. Sînt arătate receptoare de vibrații acustice (electrodinamice și piezoelectrice de diferite tipuri) și modul de măsurare a diferiților parametri (intensități, presiuni sonore etc.).

Partea a doua a lucrării prezintă metode și aparatura pentru obținerea vibrațiilor elastice prin vibratori și generatori. Sînt analizate vibratoarele de diferite tipuri: electromagnetice, electrodinamice, magnetostrictive, piezoelectrice, din ferite, dîndu-se la fiecare tip în parte indicații și exemple de calcul în vederea proiectării lor. Capitolul al patrulea al părții a doua tratează generatoarele electronice cu funcționare continuă, ocupîndu-se atît de generatoarele de frecvență ultrasonoră joasă (2 — 100 kHz) cele cu bandă largă (2kHz — 6 MHz) cît și cele de frecvență înaltă (100 kHz — 6 MHz) prezentînd pentru fiecare categorie descrierile, caracteristicile și schemele tip ale generatoarelor de diferite construcții. Sînt prezentate și generatoarele de ultrasunete care funcționează în regim de impulsuri ce provoacă vibrații cu caracter aperiodic, necesare într-o serie de procese tehnologice, pentru obținerea unor intensități mari ale vibrațiilor ultrasonore (cu descărcări în gaze, cu tiratron etc.).

O categorie importantă de emițătoare ultrasonore sînt cele aero și hidrodinamice. În capitolul al șaselea sînt arătate principiile care stau la baza funcționării și calculului sirenelor statice și dinamice, folosite în domenii importante ale tehnicii (uscare rapidă, împrăștierea ceții etc.). Datorită robusteții lor, aceste tipuri de sirene sînt indicate să se folosească în multe cazuri.

Partea a treia prezintă aparatajul tehnologic cu ultrasunete folosite în diferite medii și domenii. Astfel, se descrie aparatajul tehnologic cu ultrasunete pentru funcționarea în lichide, precizînd domeniul lor de utilizare (emulsii și dispersare a suspensiilor, degresarea, spălarea și curățirea materialelor și pieselor metalice și nemetalice, accelerarea proceselor de prelucrare cu lichide etc.). Capitolul al șaptelea al părții a treia descrie unele instalații speciale cu ultrasunete: băi și agregate de diferite tipuri, precizînd și domeniile în care acestea pot fi folosite.

Capitolul al optulea se ocupă de aparatajul tehnologic cu ultrasunete pentru funcționare în medii solide, în scopul găuririi materialelor solide și casante, precum și pentru sudarea materialelor și pieselor, lipirea și cositorirea lor; degazarea unui material topit.

După o analiză amănunțită a condițiilor de lucru și a măsurilor concrete ce trebuie luate pentru a obține rezultate eficace, se prezintă aparatajul folosit pentru efectuarea operațiilor indicate și principiile de funcționare a fiecărei categorii de aparataj. Este descris aparatajul pentru găurire, tăiere, sudare, lipire și cositorire.

Partea a patra se ocupă de aparate cu ultrasunete pentru supraveghere, control și măsurare pe care lucrarea le împarte după propunerea fizicianului L. D. Rosenberg în aparate pentru măsurarea dimensiunilor geometrice ale corpurilor, măsurarea parametrilor unui mediu (densitate, viscozitate, temperatură etc.), aparate pentru supravegherea și controlul stării unui mediu (desfășurarea reacțiilor chimice, a unor procese fizico-mecanice, analizoare de gaze etc.) și determinarea defectelor interne și a neomogenităților structurii materialelor (defectoscopie cu ultrasunete).

*

Lucrarea ,,Aparate cu ultrasunete“ are o prezentare unitară, arătîndu-se, atît aspectele teoretice necesare cît și date experimentale și aparatura folosită în acest important domeniu. Părțile teoretice ale diferitelor capitole sînt ilustrate cu exemple de calcul concrete, care ușurează înțelegerea și ajută efectiv la proiectarea diferitelor elemente constructive ale aparatului. La baza calculului stă în general metoda analizelor mecano-electroacustice care prezintă numeroase avantaje în raport cu alte metode.

Prezentarea diferitelor tipuri de aparatură de ultrasunete proiectate și realizate în U.R.S.S. la diferite institute de cercetări și întreprinderi specializate cu caracteristicile lor tehnice respective și cu indicațiile de proiectare, arată varietatea și calitățile deosebite ale acestei aparaturi, atenția deosebită care se dă în U.R.S.S. acestei importante probleme a folosirii ultrasunetelor în tehnica modernă.

O calitate deosebită a lucrării constă și în faptul că la fiecare capitol și aproape la fiecare tip de aparat se atrage atenția asupra unor particularități specifice de folosire în practică în raport cu regimul de funcționare și cu domeniile de folosire ale acestora.

Datorită calităților lucrării, ea este un ajutor deosebit de prețios specialiștilor, inginerilor și tehnicienilor care lucrează sau se vor specializa în acest important domeniu al ultrasunetelor.

Este un merit deosebit al Editurii tehnice că a prevăzut traducerea lucrării în limba romînă, îndată după apariția acesteia în limba rusă, astfel încît să ajungă mai curînd la îndemîna specialiștilor și tuturor acelora care se interesează de introducerea tehnicii noi în tehnologia construcțiilor de mașini.

Aurelian Stan

I. CONSTANTINESCU, și I. CAPRĂ, : **Manualul mecanicului de navă**. București, Editura Tehnică, 1962, 363 pag, 247 fig.

Lucrarea tratează mașinile și elementele principale ale aparatului de propulsie de pe navele destinate transportului de călători și mărfuri.

În capitolul I se descriu motoarele cu ardere internă cu piston. După prezentarea noțiunilor teoretice absolut necesare înțelegerii fenomenelor care se petrec în motoarele cu ardere internă, în general, se expun elementele construcției, exploatării și întreținerii acestor mașini. O atenție deosebită este acordată analizei diagramelor indicate, metodă care permite detectarea din timp a unei funcționări necorespunzătoare a aparatului de propulsie.

În capitolul II sînt tratate mașinile cu abur cu piston, montate la bordul navelor. Se insistă în special asupra procesului de distribuție a aburului în cilindri, prezentîndu-se seria de diagrame uzuale de distribuție. Un număr de date de ordin constructiv, urmate de menționarea regulilor specifice care caracterizează exploatarea mașinilor cu abur cu piston de pe nave, completează acest capitol.

În capitolul III sînt descrise turbinele cu abur și condensatoarele navale. Ca și în celelalte capitole după o prezentare a noțiunilor teoretice care stau la baza funcționării acestor aparate, se trece la descrierea construcției, reglării, exploatării și întreținerii lor.

În capitolul IV sînt tratate cazanele navale. Se dau caracteristicile principale și indicații asupra materialelor folosite la construcția cazanelor în execuție navală. Sînt descrise cazanele ignitubulare, cazanele acvatubulare cu circulație naturală și forțată a apei, precum și instalațiile anexe. Sînt tratate problemele specifice exploatării și întreținerii instalațiilor de producere a aburului la bordul navelor.

În capitolul V sînt analizate propulsoarele care intră în dotația navelor. Noțiunile teoretice sînt urmate de o serie de date generale de construcție.

Cartea este scrisă foarte clar, noțiunile teoretice de bază fiind astfel explicate încît să nu ceară din partea cititorului decît cunoștințe de matematică elementară, iar prezentarea construcției și a regulilor de exploatare și întreținere a mașinilor este îndeajuns de amplă pentru a constitui un îndreptar folositor personalului de mașini de pe navele flotei noastre de transport.

P. C.

informaţii

Extinderea procedeului de turnare continuă a oţelului

În Uniunea Sovietică se acordă o mare atenţie introducerii în producţie, în ritm rapid, a progresului tehnic. Pe această linie se depun eforturi susţinute pentru extinderea în industria metalurgică a procedeului de turnare continuă a oţelului. Prin utilizarea instalaţiilor de turnare continuă a oţelului se asigură o importantă reducere a suprafeţelor oţelăriilor şi a secţiilor de laminare, a greutăţii utilajului din aceste secţii întrucît operaţiile de pregătire a lingotierelor şi de transport a lingourilor sînt înlăturate. Totodată blumingurile şi şlebingurile cu instalaţiile lor auxiliare sînt excluse.

În momentul de faţă se află în curs de proiectare aparate pentru efectuarea controlului procesului în ansamblu în instalaţiile de turnare continuă a oţelului; de asemenea, se introduc sisteme de comandă automată a unor subansambluri (instalaţii de turnare, de răcire secundară, de tăiere a lingourilor la lungimile cerute etc.).

Se fac încercări pe scară industrială a unor dispozitive de reglare a nivelului oţelului în oale intermediare şi în cristalizator.

Pînă la sfîrşitul septenalului, în Uniunea Sovietică vor fi construite aproape 20 de instalaţii pentru turnarea continuă a oţelului, automatizate, utilizîndu-se în tot mai mare măsură controlul prin televiziune al locurilor greu accesibile. Se lucrează, totodată, la îmbinarea instalaţiilor de turnare continuă a oţelului în laminoare, fapt care va crea condiţiile unei mai bune organizări a procesului continuu de obţinere a laminatelor.

Consfătuire în legătură cu problemele prelucrării polietilenei

În Uniunea Sovietică a fost organizată o consfătuire privitoare la problemele prelucrării polietilenei.

La lucrările consfătuirii au luat parte numeroşi reprezentanţi ai întreprinderilor care prelucrează polietilena, cît şi ai institutelor de cercetări ştiinţifice.

Dintre numeroasele referate care au fost prezentate în cursul lucrărilor consfătuirii cităm:

— Principalele direcţii ale utilizării polietilenei şi posibilităţile prelucrării ei în acest an (A. N. Nicolaev);

— Situaţia actuală a producţiei de utilaje pentru prelucrarea polietilenei şi perspectivele ei pentru anul 1962 (V. K. Zavgorodnî);

— Tehnologia fabricării ţevilor din polietilenă la presiune joasă (A.L. Pecionkin);

— Metode privind încercarea ţevilor fabricate din polietilenă (D. F. Gagan);

— Folosirea polietilenei la presiune înaltă şi la joasă presiune în industria cablurilor (E. G. Fedoseeva).

Instalaţie automată pentru controlul tehnic al bilelor de rulmenţi

În Uniunea Sovietică a fost construită o instalaţie fotoelectrică automată pentru efectuarea controlului tehnic asupra bilelor de rulmenţi. Folosind această instalaţie poate fi făcut controlul bilelor care au dimensiunile între 4 şi 13 mm.

Cu această instalaţie se triază bilele care prezintă pe suprafaţa lor goluri, pete de coroziune, diferite urme de lovire, de presare, fisuri etc. cu dimensiuni de peste 40 μ şi, cînd este nevoie, şi cu dimensiuni şi mai mici.

Într-un schimb de lucru, cu această instalaţie fotoelectrică automată pot fi verificate 47 000 bile de rulmenţi.

Utilizarea aparatelor cu izotopi radioactivi pentru controlul şi automatizarea proceselor tehnologice în industrie

La Moscova a fost organizat un seminar în legătură cu problemele privitoare la utilizarea aparatelor cu izotopi radioactivi pentru controlul şi automatizarea proceselor tehnologice în industrie. Au fost prezentate numeroase referate privind această problemă în diferite ramuri ale industriei (industria minieră, chimică, metalurgică, constructoare de maşini, industria uşoară şi alimentară etc.).

În cadrul secţiei de metalurgie şi construcţie de maşini S.V. Rumeanţev a prezentat referatul privind utilizarea izotopilor radioactivi în defectoscopie. În referatul său, E.P. Nadeînskaia s-a ocupat de problemele în legătură cu cercetarea uzurii sculelor de aşchiere cu ajutorul atomilor marcaţi. V.N. Afanasiev a făcut o comunicare în care a expus problema utilizării aparatelor cu izotopi radioactivi pentru controlul producţiei cuptoarelor Martin şi în turnarea continuă a oţelului.

Conferinţa privind domeniile de aplicare a curenţilor de înaltă frecvenţă în electrotermie

La Leningrad s-a ţinut cea de a IV-a conferinţă în domeniul electrotermiei de înaltă frecvenţă, unde au fost dezbătute pe larg problemele privind noile domenii de aplicare a curenţilor de înaltă frecvenţă în electrotermie.

Dintre numeroasele referate prezentate la conferinţă cităm următoarele:

— Starea actuală a electrotermiei de înaltă frecvenţă în diferite ţări (M.G. Lozinschi);

— Căile de automatizare a instalaţiilor şi proceselor electronice de înaltă frecvenţă (A. V. Netuşil);

— Procesele de călire de suprafaţă ale pinioanelor cu modul mediu (A.M. Demicev, I.I. Iakubovici, K. I. Sergheev);

— Încălzirea uniformă a bandei metalice mobile în cîmpul magnetic transversal (V. I. Peisahovici);

— Uscarea cu ajutorul încălzirii inductive a pieselor vopsite şi îmbibate (N. I. Dorofeeva);

— Alegerea frecvenţei curentului pentru sudarea ţevilor cu diametrul mare (N.P. Gluhanov);

— Sudarea cap la cap a ţevilor — elemente de cazane cu încălzire inductivă cu curenţi de înaltă frecvenţă (A. K. Fedorov).

Cazane pentru electrocentrale

La Leningrad se află în curs de elaborare proiectul pentru construirea unor cazane de mari proporţii, care numai într-o singură oră vor putea să transforme în abur 2 400 t de apă.

Aceste cazane vor fi folosite la echiparea uriaşelor electrocentrale în curs de construcţie în Uniunea Sovietică, electrocentrale care vor avea o putere de cîteva milioane de kW.

Maşina automată pentru dezinfectarea solului

În R.P. Bulgaria, la Institutul de mecanizare şi electrificare a agriculturii a fost realizată de curînd o maşină automată pentru dezinfectarea solului. De o construcţie relativ simplă şi foarte eficientă, maşina dezinfectează un metru pătrat de sol în trei secunde. Ea este pusă în mişcare de un motor electric de 0,8 kW. Manipularea se execută cu ajutorul a două manivele. Maşina este prevăzută cu un rezervor care conţine un preparat toxic foarte puternic.

Pătrunderea preparatului toxic în sol este asigurată de o pompă cu patru injectoare.

Construirea unei mari turnătorii de oţel

De cîtva timp au început lucrările în vederea măririi fabricii de maşini „N.I. Vapţarov", care se află în apropierea oraşului Pleven (R.P. Bulgaria). Aici va fi construită una dintre cele mai mari turnătorii de oţel din această ţară. Fabrica va avea o producţie anuală de 20 000 t de piese turnate. Parte din maşinile şi utilajul necesar vor fi realizate în R. P. Bulgaria, iar parte vor fi aduse din U. R. S. S., R.S. Cehoslovacă şi R.D. Germană.

O nouă uzină pentru piese de schimb

Aproape de Botevgrad (R.P. Bulgaria) se află în curs de construcţie o mare uzină care va produce piese de schimb pentru diferite ramuri ale industriei constructoare de mașini (automobile, camioane, mașini destinate mecanizării agriculturii etc.). Această nouă uzină va intra în funcțiune în anul 1965.

Linie ferată monorai suspendată pe piloni speciali

În Republica Socialistă Cehoslovacă, la uzinele constructoare de vagoane Tatra, a fost elaborat proiectul în vederea construirii unei linii ferate monorai suspendată pe piloni speciali. Această linie ferată va servi totodată cu un sistem de sprijin pentru garnitura trenurilor.

Pentru transportul orășenesc cît și pentru cel suburban a fost întocmit un proiect pentru un tren cu două vagoane și cu trei osii. Trenul va avea o capacitate de 150 locuri, iar viteza va fi de 180 km pe oră.

Dirijarea de la distanță a laminoarelor

În cadrul biroului special de proiectări din Gliwice a fost elaborat proiectul unui post de dispecer, care va permite ca dirijarea laminoarelor să se facă de la distanță.

Întregul proces de laminare va putea fi condus și supravegheat cu ajutorul a 30 de dispozitive.

Etapele principale ale procesului de producție vor fi urmărite, folosindu-se aparatele de televiziune; pe podurile rulante și în secții vor fi instalate telefoane speciale.

Dispecerii vor fi informați, prin semnale luminoase ce se vor aprinde în hală, asupra felului de oțel primit pentru a fi prelucrat, cît și asupra tehnologiei respective ce trebuie aplicată.

Un nou tip de tractor

În Republica Populară Polonă a fost construit un nou tip de tractor cu șenile denumit Mazur D-50. Noul tractor este utilizat în agricultură, construcții rutiere, transporturi, în industria forestieră etc.

Tractorul Mazur D-50 are un motor Diesel cu trei cilindri, care dezvoltă o putere de 55 CP la 1 400 rot/min. Greutatea proprie a tractorului este de 3 000 kg.

Revista revistelor

TURNĂTORIA — Fonderie — Nr. 193/1962

R. Mary. Contribuții la studiul maselotelor atmosferice oarbe și la determinarea îngustării lor; L. Grand. Importanța afinării grăuntelui aliajelor de aluminiu-siliciu-cupru; sfaturi practice pentru turnători. Ungerea automată a pistoanelor de injecție ale mașinilor de turnare sub presiune (camera rece); note bibliografice. Considerații practice despre etanșarea pieselor turnate; amestecarea fontei lichide într-o oală de amestecare supusă unei rotații excentrice.

GIESSEREI
Nr. 7, 1962

H. Eisenreich. O formă specială a incluziunilor în unele aliaje neferoase, punctele dure metalice; W. Rüegg. Puncte dure în piesele de aluminiu turnate sub presiune. M. Klenner. Tendința dezvoltării procedeului de turnare în coajă. H. Schmidt „Alimentator” sau „maselotă”. H. Geibler. Indiceile de suprafață, valoare caracteristică pentru compararea exploatării turnătoriilor de oțel.

Nr. 8, 1962

W. Büchen. Alimentarea formelor cu metal lichid; G. Lieby. Posibilități de automatizare la turnarea sub presiune; G. Schneider. Posibilitatea fabricării economice a miezurilor în funcție de procedeul de miezuire; M. Rydinger și B. Fridrikson. Cuptor de inducție de joasă frecvență pentru menținerea fontei în stare lichidă; H. Kopp. Considerațiuni asupra încercării materialelor într-o turnătorie de fontă.

FONDERIA
Nr. 4, 1962

W. Goode. Proiectarea cochilei pentru topirea gravitațională; Importanța alimentării pieselor turnate sub presiune; Întrebuințarea materialelor plastice în confecționarea cutiilor de miez; P. Corbelini. Cercetări asupra eficacității maselotelor; Un cuptor italian instalat în S.U.A.; Metale în turnătorie; Formarea automată a formelor și miezurilor; Noi cuptoare cu pat fluidizat; Fonte rezistente la temperaturi ridicate și cele sub zero; J. Meeresseman și Simoanse. Rezultatele încercărilor înlocuirii cu aliaje conținînd cupru; Ungerea pistoanelor mașinilor de topire sub presiune; Cîteva sfaturi pentru producerea pieselor de fontă în cochilă; Patterson și Leumann. Influența calității cocsului asupra topirii în cubilou; H. Rycker. „Flaren” un nou cuptor de topire; Fonte austenitice cu grafit nodular; A. Hepinstall. Alierea fontei cu staniu; Elemente amortizoare pentru ciocane și dălți pneumatice.

PRACE INSTITUTU ODELWNICTWE
Nr. 1, 1961

P. Januszewicz, J. Harpula. Influența formelor-coji asupra vitezei de răcire a pieselor turnate din fontă; A. Karamara. Problema aprecierii exacte a calității fontei în lumina studiului caracteristicilor sale mecanice și magnetice; J. Buciewicz. Emailuri cu rezistență înaltă la acizi pentru piesele turnate din fontă; J. Lempicki. Coeficientul de presiune laterală al amestecurilor de forme și miezuri.

Nr. 2, 1961

J. Piaskowski. Influența adaosului de magneziu asupra cineticii de grafitizare a fontei albe în stare solidă (primul stadiu al grafitizării) J. Buciewicz. Corelații între schimbul de cationi și anumite caracteristici tehnologice ale bentonitelor; R. Krezeszewski. Contribuții la teoria proceselor care au loc în cubilou.

ÖNTÖDE
Nr. 4, 1962

I. Sturm. Observații cu privire la producerea cochilelor turnate cenușii, supuse prelucrării; G. Scheider. Pregătirea mecanică a miezurilor; I. Barták. Rezolvarea unor probleme de automatizare și construirea de aparate la turnătoria de metale ușoare din Ajka.

METALURGIE — Stali
Nr. 4, 1962

F.F.Kolesanov și F. G. Gabrin. Obținerea din concentratele magnetitice sulfuroase ale minereurilor din Magnitogorsc și Socolov-Sarbaisc; N. F. Dunaev și S. L. Iarosevski. Influența gazului metan asupra topirii și a compoziției chimice a fontei; I. G. Iaroșenko și colect. Măsurarea continuă a temperaturii la turnarea fontei; A. S. Beliakov și L. K. Kabîs. Controlul automat al arderii gazului la arzătoarele încălzite cu aer ale furnalului; A. V. Plankina. Mărirea durabilității conului mic al furnalului; P.S. Semenov și I. D. Crucinin. Influența cristalizării asupra umflării zgurei; G. I. Antonov și colect. Repartizarea curenților de gaze în regeneratoarele de 500 tone ale cuptoarelor Martin; G. N. Sergheev și colect. Întrebuințarea lingourilor plate de oțel aliat; I. D. Kuzema și colect. Alegerea parametrilor lingourilor mari pentru tablă; B. Z. Kononov și colect. Turnarea continuă a oțelului inoxidabil sub zgură sintetică; B. M. Tîrin și colect. Întrebuințarea căptușelii samotografitice și grafitice și adaosurile la turnarea lingourilor de oțel calmat; V. N. Domoradski. Întrebuințarea șaibelor de grafit la turnarea oțelului pe sus; V. S. Cocio și colect. Teci metaloceramice din bor-zirconiu pentru termocuple la măsurarea continuă a temperaturii oțelului lichid; A. S. Miculinski și colect.. Întrebuințarea electrozilor tubulari la cuptoarele industriale de topire a oțelului; V. M. Soiferi și A. I. Zakolodnaia. Alegerea căptușelii ștampate la cuptoarele acide cu arc de topire a oțelului cu manta cilindrică; A. I. Sapko și colect. Cercetare privind regulatorii de putere cu transmisie electromecanică și electrohidraulică la cuptoarele de afinare a feroaliajelor; M. A. Curganov și colect. Asimilarea laminoarelor pentru laminarea bilelor. A. P. Cekmarev și colect. Diminuarea formării țunderului la laminoarele continue de sîrmă; L. N. Baclușin. Tăierea electrică a canelurilor transversale pe calibrele cilindrilor pentru laminarea profilelor periodice de armătură; V. P. Marcov și V. .V. Nosali. Direcția principală în proiectarea laminoarelor de țevi; S. A. Frikke. O nouă direcție în dezvoltarea producției de tuburi; I. F. Goldstein și M. B. Balahovskaia. Proprietățile oțelului de înaltă rezistență 35 H2GSVA; V. S. Ojiganov și colect. Perfecționarea tehnologiei de producere a oțelului de transformator; M. L. Berștein și A. G. Rahștadt. Prelucrarea termomecanică a oțelurilor de resoarte și reversibilitatea ei; A. A. Nefedov și colect.. Oțel electrotehnic puternic aliat, laminat la rece cu anizotropie redusă; A. A. Andreev. Amortizarea și reparația capitală în siderurgie; G. P. Juravlev. Despre perfecționarea indicatorilor planului de stat în siderurgie; V. G. Lisienko și colect. Studierea elementelor constructive ale injectoarelor de presiune înaltă pentru cuptorul Martin; I. N. Flike și colect. Despre conducerea regimului termic ale cuptoarelor puț. V. I. Mitkalinîi și N. I. Molcianov. Perfecționarea cuptoarelor clopot pentru recoacere primară; I. V. Socolov și colect. Producerea sîrmei pentru cabluri, cu acoperire de zinc; D. E. Krașnojen. Experiența tratării apei cu gazele de ardere la o uzină Metalurgică din Doneț. F. N. Tavadze și colect. Alegerea probelor din peretele lingotierelor pentru studierea structurii lor și proprietăților metalului lingotierelor.

STAHL UND EISEN

Nr. 2, 1962

R. Neugebauer. Construcție adecvată și economică a unei macarale; H. Ernst. Pod rulant de turnare cu sarcină utilă de 475 t. Construcție modernă cu punct mort redus; A. Hofer. Îmbunătățirea mișcării podurilor rulante prin folosirea palierelor reglabile pentru oșiile roților de rulare; H. J. Stengert. Rezultatele unei raționalizări a transporturilor cu camioane, camionete etc. și mijloace de manutanță circulatorie pe sol în uzinelesi derurgice; K. Fink și R. Geidel. Măsuri eficace contra zgomotului într-o uzină siderurgică, datorită unei construcții adecvate; O. H. Lehmann. Evoluția roții și stadiul actual al fabricării roților de vagoane forjate; H. Kahlhofer și colect. Reactivitatea cocsului de furnal și raporturile sale cu diferitele condiții de cocsificare și caracteristicile furnalului.

IZVESTIA VÎSȘIH UCEBNIC ZAVEDENII—CEORNAIA METALLURGHIA

Nr. 21, 962

G. V. Gurski. Direcțiile fundamentale de mărire a capacității producției de oțel turnat; S. I. Popel. Curgerea zgurei pe suprafața metalului topit; Z. I. Scerbakova și M. K. Zilber. Tensiunea superficială a zgurei de furnal; A. M. Lapa. Influența curentului de gaz asupra repartiției cocsului la gura de alimentare a furnalului și interdependența între repartizarea cocsului și funcționarea creuzetului furnalului; V. I. Loghinov și G. G. Efimenko. Particularitățile reglării stării termice a furnalului la insuflarea gazului natural; G. P. Viatkin și colect. Viscozitatea zgurelor feroase puternic magnezitice P. E. Nijelski, I. F. Panșin. Comportarea hidrogenului în cursul topirii și turnării oțelului; L. S. Rudoi. Cu rivire la formarea și comportarea în cristalizator a lingourilor de oțel turnate continuu; V. F. Smoliakov și V. D. Potapov. Influența fondanților asupra capacității de impurificare a oțelului de rulmenți la retopirea cu zgură de cuptor electric; V. S. Ignatiev și colect. Bilanțul material și caloric al topirii cromului metalic în cuptoarele electrice cu arc; V. V. Sbeikin și V. B. Scormiakov. Studierea deformațiilor și tensiunilor la laminarea transversală prin metoda cu polarizare optică; A. P. Cekmarev și colect. Mărimea admisibilă a tensiunii la laminarea cornierelor în laminoare continue; O. A. Pliațcovski și colect. Deformarea și mecanismul distrugerii miezului semifabricatelor la laminarea elicidală și transversală. E. F. Tucanov și colect. Studierea presiunii la laminoarele de profile; A. N. Nicolaev. Cauzele formării crăpăturilor stratificate ale pieselor presate din pulberi metalice. L. P. Kudriavțev și I. Z. Radovskii. Despre neomogenitatea texturii cristalografice și a tensiunii interne remanente în secțiunea tablei laminată la rece din oțel de transformator; V. M. Finkeli. Cu privire la dinamica ruperii; L. N. Alecsandrov. Tensiuni concentrate în apropierea centrului sferic al noii faze, care se formează din soluții solide; F. L. Edelman și colect. Stabilitatea oțelurilor aliate în topitură de cositor; I. V. Gridna și colect. Proprietățile șinelor din oțel cu crom 3%; N. D. Cesnokov. Influența formelor de turnare asupra durității și structurii cilindrilor profilați din fontă; I. P. Vasin și A. P. Nikiforov. Metode noi de control al amestecurilor pentru miezuri; V. G. Lisienko și colect. Rolul țevii de eșapament la pulverizarea păcurii prin injectoare de presiune înaltă; V. F. Ratnikov. Absorbția căldurii de către pereți la funcționarea periodică a cuptoarelor; P. T. Oreșkin. Conductibilitatea electrică a refractarelor; L. D. Sokolov și colect. Studiul tensiunii în modelele cîrligelor macaralelor pentru turnarea oțelului; V. M. Grebenik. Interdependența dintre parametrii curbelor de oboseală și caracteristicile statico-mecanice; G. I. Ivanțov și N. E. Markman. Uzura și ruperea cablurilor schipurilor furnalelor; N. A. Sriro. Despre eficacitatea economică a topirii oțelurilor Martin din fontă cu conținut de mangan scăzut; L. I. Kaț. Eficacitatea economică a fabricării profilelor ușoare laminate.

JOURNAL OF THE IRON AND STEEL INSTITUTE

Nr. 4, 1962

E. C. Baia. Introducere în studiul vechilor săbii japoneze; Z. Holmes și D. Beasley. Influența microstructurii la sudarea oțelurilor inoxidabile, examinate cu ultrasunete; D. A. Melford. Fisuri superficiale la cald în oțelul moale; J. A. Wright și A. G. Quarrell. Efectul compoziției chimice asupra apariției rupturii transcristaline, la piesele turnate din oțel carbon, conținînd aluminiu și azot; A. D. Hopkins și colab. Un experiment statistic pentru determinarea importantei relative a factorilor ce controlează distorsiunea la cementarea oțelurilor.

ARCHIV FÜR DAS EISENHÜTTENWESEN

Nr. 3, 1962

Z. Förster și O. Knacke. Dizolvarea produselor refractare în zgură; Folosirea spectrometrelor sub vid în laboratoarele uzinelor; S. Eckhard și colect. Contribuții la examinarea oțelurilor carbon cu ajutorul unui aparat cu prismă în ceea ce privește carbonul, fosforul și sulful; a 2-a parte: S. Eckhard și colect. Comportarea diferitelor oțeluri față de descărcarea condensatorilor într un spectrometru cu rețea; W. Siegfried. Nou procedeu de extrapolare a rezultatelor încercărilor de fluaj; A. Schrader și A. Krisch. Studiul structurii epruvetelor de fluaj din oțel austenitic; H. J. Scemann și B. Ulrich. Substructurile fierului policristalin și rezistențele lor la atac chimic în funcție de tratamentul prealabil; E. Greulich. Influența manganului și nichelului asupra călibilității oțelului; R. Vogel și W. Bleichroth. Sistemul ternar fier-fosfor-niobiu.

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

solex

Produse chimice

Pigmenți anorganici, sub formă de pulbere albă amorfă

Oxid de zinc calitatea I

Bioxid de staniu

Litopon

PRODUSE METALURGICE

1 Aliaje antifricțiune. Compoziție Y.Pb 98% — Bahnmetall: aliaj antifricțiune utilizat la cuzineții de vagonete, vagoane de cale ferată (marfă și persoane) și pentru axe cu 300—400 rot/min. — Compoziția Y.Sn 10% — Weissmetall se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, la biele și osii de locomotive cu viteză mare.

— Compoziție Y.Sn 83% se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, turbine de abur, turbo-compresoare, motoare Diesel cu viteză mare, electromotoare etc.

2. Aliaje tipografice, folosite în industria tipografică pentru turnarea materialului tipografic:

Monotip — aliaje pentru mașinile de cules monotip.

Linotip — aliaje pentru mașinile de cules linotip.

Stereotipie — aliaje pentru plăci de stereotipie.

3. Alamă turnată în blocuri — AMTO — utilizată pentru armături, piese de ornament, piese diverse.

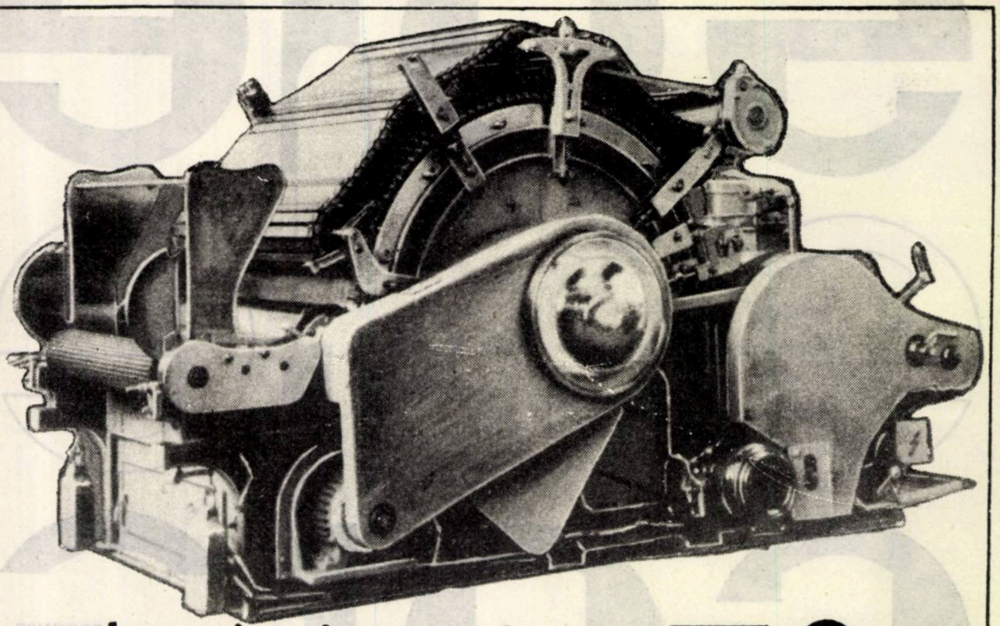
4 Bronz cu staniu — aliaje de cupru cu staniu — servesc la turnarea lagărelor pentru mașini-unelte, organe de mașini, armături speciale, lagăre pentru material rulant, armături la presiune etc.

5 Aliaje de cositor pentru lipit utilizate la lipit plumb, alamă, cupru, lipituri la flacără în tinichigerie, lipituri pe tablă de zinc, sîrmă galvanizată, lipituri pe tablă de alamă, tablă cositorită, conductoare electrice, lipituri la contoare electrice, lipituri fine în electricitate și radiofonie.

6 Aliaje de zinc (Zamak-uri) folosite în industria constructoare de mașini pentru armături, carburatoare și ca aliaje de înlocuire.

INTRAREA TORENTULUI Nr. 4 — BUCUREȘTI

unirea



Carda de bumbac Tip C

CARACTERISTICI

1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE

Lăţimea de lucru	1 016 mm
Nm al păturii prelucrate	0,00215—0,0026
Nm al benzii debitate	0,22—0,34
Lungimea fibrelor	25/26—34/35 mm
Turaţia tamburului principal	206 rot/min
Turaţia tamburului perietor	10,6—19,5 rot/min
Turaţia tamburului rupător	815 rot/min
Numărul de oscilaţii ale pieptenelui detaşator	1 036—1 311 osc./min
Viteza de deplasare a linealelor	86 mm/min
Laminaj total	69—140
Constanta de laminaj	2 289
Constanta de producţie	0,555
Productivitatea maşinii (banda *Nm* 0,25)	pînă la 8 kg/h

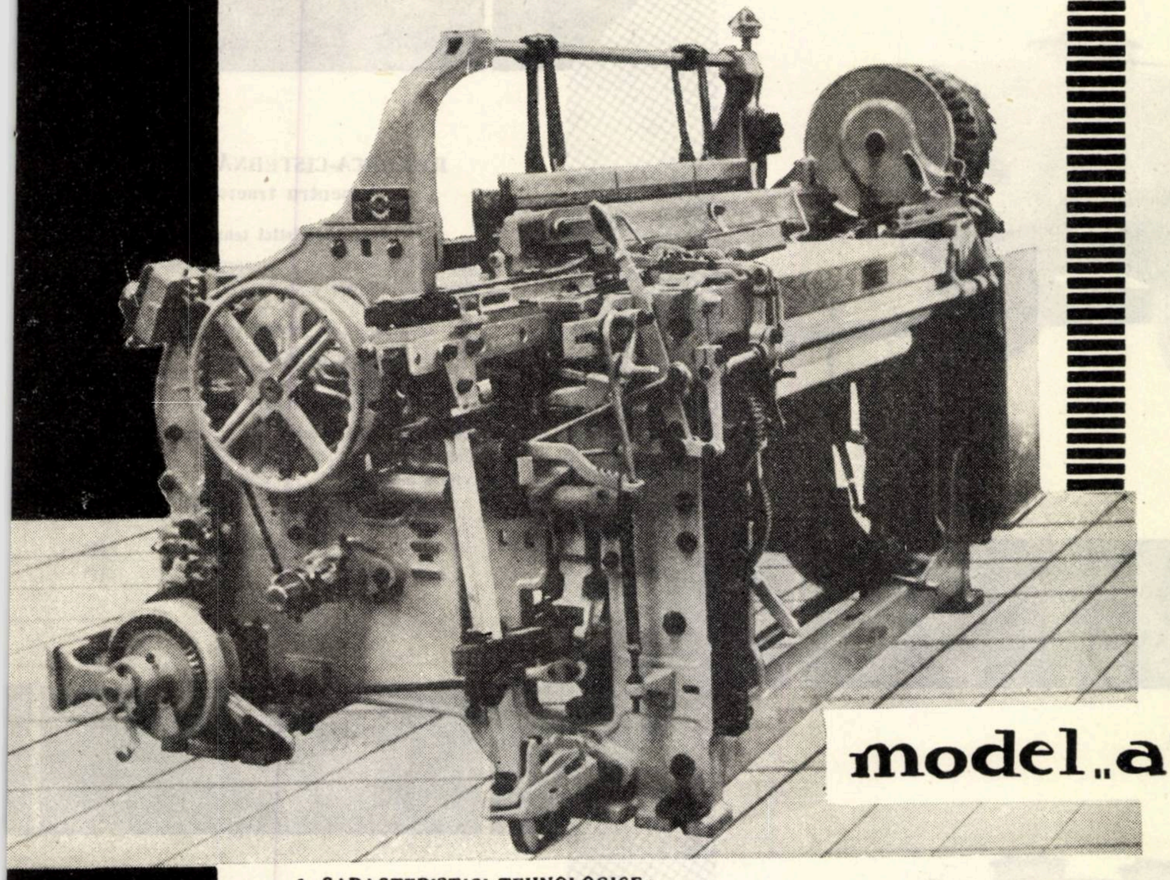
2. CARACTERISTICI DIMENSIONALE ŞI DE GABARIT

Diametrul tamburului principal (metal)	1 272 mm
Diametrul tamburului perietor (metal)	662 mm
Diametrul tamburului rupător (metal)	225 mm
Lăţimea tamburului mare şi rupătorului	1 016 mm
Lăţimea tamburului perietor	1 021 mm
Numărul de lineale pe maşină	102 buc.
Diametrul interior al cănii	305 mm
Antrenarea perietorului	mecanism planetar
Roţi de schimb de laminaj total	17—33 dinţi
Roţi de schimb de producţie	19—35 dinţi
Motor electric de acţionare	1,7 kW
Gabarit: lungime	3 200 mm
lăţime	1 735 mm
înălţime	1 750 mm
Greutate	3 540 kg

MAŞINA LUCREAZĂ CU GARNITURA RIGIDĂ. SE LIVREAZĂ, LA CERERE, CU MASA DE ALIMENTARE PENTRU FIBRE SCURTE SAU FIBRE LUNGI.

UZ. MET. **UNIREA** CLUJ

război automat pentru bumbac



model „a"

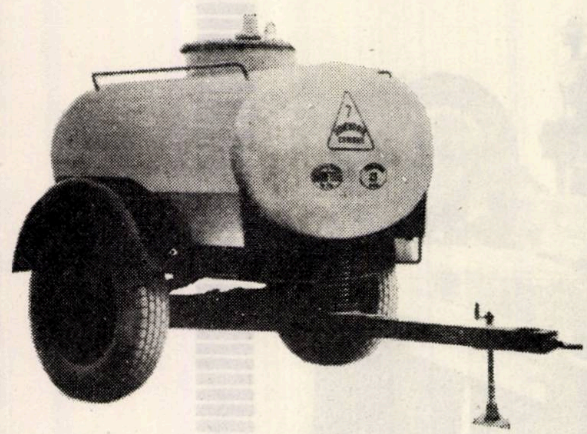
1. CARACTERISTICI TEHNOLOGICE:

— Lățimea de lucru în spată	100 cm
— Numărul ițelor	4
— Numărul de rotații ale arborelui principal	maximum 240 rot/min
— Desimea în bătătură	75—680 fire/10 cm
— Pipăitorul de bătătură	mecanic
— Numărul cremalierelor de la veghetorul de urzeală	4 perechi
— Automatul pentru schimbarea țevilor	28 locașuri
— Gabarit:	
— lățimea	2 330 mm
— lungimea	1 410 mm
— înălțimea	1 285 mm
— Productivitatea războiului pentru o pînză cu desimea în bătătură de 200 fire pe 10 cm și 230 rot/min	5,58 m/h, pentru o lățime de 90 cm/h
— Suprafața ocupată	3—8 m^2
— Indicele de utilizare: 9 800—12 400 bătăi/h	
— Deservire:	
— țesători/100 războaie	22
— încărcători/100 războaie	40

Uzina Metalurgică
„UNIREA" — Cluj
B-dul Jdanov 3,
telef. 17-90

„7 NOIEMBRIE"

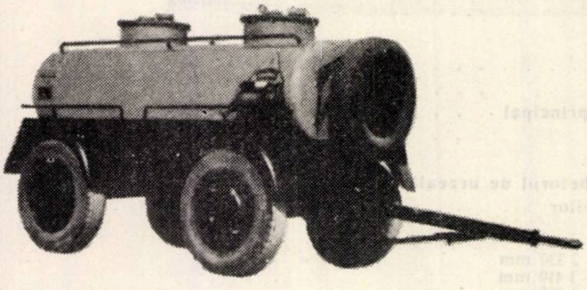
UZINA DE CONSTRUCȚII DE MAȘINI
CRAIOVA



REMORCA-CISTERNĂ RC–1,8
(pentru tractor)

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă	aprox. 1 800 2 × 110 l
— Greutatea proprie	1 150 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	3 305 mm
— lățimea totală	2 125 mm
— înălțimea maximă	1 960 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 755 mm
— Viteza maximă	25 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	28°
— cisterna goală	31°



REMORCA-CISTERNĂ RC–3,6

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă	aprox. 3 600 l conf. indic. de pe placa de timbru.
— Greutatea proprie	2 300 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	5 250 mm
— lățimea totală	2 000 mm
— înălțimea maximă	2 200 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 600 mm
— Viteza maximă (în funcție de categoria drumurilor)	25—40 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	26°
cisterna goală	31°

SOMMAIRE

Métallurgie

Gheorghe Vanci : **Quelques aspects technico-économiques concernant l'importance de la préparation des minérais de fer dans le processus d'élaboration de la fonte.**

Tenant compte de l'augmentation de la production de fonte et de l'influence decisive que la qualité des minérais de fer a sur les indices technico-économiques des hauts-fourneaux, la préparation mécanique et thermique de tous les minérais de fer du pays est nécessaire.

L'interdépendance des opérations de préparation mécanique et thermique des minérais de fer avec l'élaboration de la fonte dans les hauts fourneaux est concrétisée par des calculs technico-économiques, dont il résulte l'efficacité économique des opérations d'enrichissement et d'agglomération dans le processus de mise en valeur rationnelle des minérais pauvres du pays et l'importance des opérations de préparation dans la développement de l'industrie minière, sidérurgique et chimique du coke.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, 673—682

Petre Marcu, Bartolomeu Vasilescu et Elena Rădulescu : **Alliages aluminium-silicium eutectiques pour les fonderies.**

On présente une synthèse des travaux effectuées pour établir la technologie d'élaboration de la fonte et de trois alliages aluminium-silicium eutectiques destinés à la coulée des pièces minces et à faible variation de section. Les alliages contiennent 9—13% de silicium, du manganèse et du magnésium au-dessous de 1%. On expose les résultats obtenus au cours des recherches de laboratoire et on présente des métallographies des alliages modifés et non-modifiés.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14* (1962), nr. 8, p. 683—687

Nicolaie Suciu et *Elena Suciu* : **Recherches concernant la formation de retassures dans l'acier non-calmé à faible contenu de carbone.**

On expose les résultats des recherches effectuées dans le problème de la formation de retassures das les acier non-calmés. On a étudié l'influence de la basicité des scories à la fusion, la vitesse de décarburation, la durée de fusion tranquille, la vitesse de coulée.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 688—693

Silvia Chibac, Augustin Ruegg, Doru Prundeanu et *Vasile Cernat* : **Extrusion à froid des boulons de pistons.**

Dans cet article on traite des essais effectués sur l'obtention des boulons de pistons par extrusion à froid, sur des presses verticales.

On a obtenu jusqu'à présent des boulons de pistons par extrusion à froid sur des presses spéciales à double effet, travaillant sur l'horizontale.

Les essais ont démontré que l'on peut obtenir aussi des boulons de pistons sur d'autres machines que celles spécialisées. Les boulons ont été obtenus avec une surépaisseur de rectification, donc à des dimensions très proches des dimensions nominales.

Metalurgia și Construcția de Mașini, *14* (1962), nr. 8, p. 693—702

De l'expérience des entreprises et des laboratoires

Mircea Drăgulin : **La coulée des taquets en fonte à croûte dure.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 703—704

Iulian Leibovici : **Sur l'emploi du bétatron comme générateur de radiations Röntgen ultra-dures pour la défectoscopie des lingots d'acier.**

— Le bétatron de l'Institut de physique atomique de Bucarest est utilisé non seulement pour des recherches de physique nucléaire, mais aussi pour la radiographie des pièces métalliques très épaisses. Dans le présent article, on décrit les particularités techniques de travail et les résultats du contrôle bétatronographique des lingots d'acier.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 705—710

Constructions mécaniques

Nicolaie Peligrad et *Valentin Atanasiu* : **Contributions à la mise en action des pompes à boue dans les installations de forage par l'intermède des transmissions hydrodynamiques.**

L'article traite du problème des transmissions hydrodynamiques à l'engrenage des pompes à boue.

On y montre les éléments caractéristiques des pompes à boue et on fait une comparaison entre les résultats obtenus par l'engrenage par turboambrayages et ceux obtenus par convertisseurs hydrauliques. On met an évidence les avantages et les désavantages de l'entraînement des pompes à boue au moyen de convertisseurs hydrauliques de couple.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 711—742

Eugen Constantinescu : **Dernières réalisations de l'usine „Semănătoarea" dans le domaine de la modernisations des machines agricoles.**

On présente la modernisation de la faucheuse portée CPM2, 1, ainsi que du dispositif à récolter le tournessol avec la combine C1.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, 725—728

Ilie Vasile et *Ecaterina Pop* : **L'application du soudage sous atmosfère protectrice dans la construction des machines agricoles.**

On montre que le soudage semi-automatique dans un milieu de gaz protecteur est appliqué actuellement à la fabrication des transmissions à cardan pour les machines agricoles. On expose les essais réalisés à l'usine „Semănătoarea", avec différents schèmas de connexions des générateurs de soudure usuels, ainsi que les épreuves de soudabilité exécutées sur différentes catégories d'aciers carbone pour la construction, en utilisant le gaz CO_2 comme atmosfère protectrice.

On analyse les structures obtenues dans différentes zones, qui montrent qu'en utilisant un fil de fer supplémentaire faiblement allié au magnane et au silicium, les meilleurs résultats sont obtenus dans le cas du soudage des aciers OL 50.

Le procédé est economique et la productivité croît de plus de 100% par rapport avec le soudage avec électrodes enrobés.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 729—734

De l'éxpérience des entreprises et des laboratoires

Dan Pavelescu et *Ion Iliuc* : **La détermination à l'aide des isotopes radioactifs, des qualités lubrifiantes des huiles et de la resistance à l'usure des matériaux.**

On présente trois étapes des études qui ont conduit au perfectionnement d'une méthode usant de radioisotopes, la réalisation d'une installation simple pour déterminer les qualités lubrifiantes des huiles et des aditifs, ainsi que la résistance à l'usure des matériaux antifriction, aciers etc.

On met en évidence la séparation de l'influence des différents facteurs qui influencent l'usure ou qui apparaîssent dans le cas de l'utilisation des radioisotopes.

On présente des résultats et des exemples. La sensibilité de la méthode est de l'ordre de 10^{-7} g metal/cm³ lubrifiant, et la réproductivité a lieu avec un écart maximum relatif de ±24%.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 735—742

Pour le jeune ingenieur

Marin Trifă : **Contributions à la détermination des moments d'inertie.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 743—746

Protection du travail

Iosif Katz : **Machines de protection contre les éclats et la poussière résultés du tournage des matériaux fragiles et non-métalliques.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962), nr. 8, p. 747—753

Inventions — Innovations 754—756
Documentation 757—762
Chronique 762
Comptes-rendus 763—765
Informations 766—767
Revue des Revues 767—768

CONTENTS

Metallurgy

Gheorghe Vanci : **Some technical and economic aspects concerning the importance of the preparation of iron ores in the pig iron elaboration process.**

The increasee production of pig iron and the decisive influence of the quality of iron ores on the technical and economic indexes of furnaces rendered necessary the mechanical and thermic preparation of iron ores.

Teh interdependence between the mechanical and thermic preparation of iron ores and the elaboration of pig iron in furnaces is illustrated by technical and economic calculus, emphasizing the economic effectiveness of concentration and agglomeration in rationnally turning to account the low grade ores as well as the importance of dressing operations in developing the mining, siderurgical and coke industries.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 8, p. 673 – 682

Petre Marcu, Bartolomeu Vasilescu and *Elena Rădulescu* : **Some eutectic alluminium-sillicium alloys for foundries.**

This is a synthesis of some works carried out for establishing the technology required by the elaboration and casting of three eutectic alluminium – silicium alloys for the pieces showing small section variations. These alloys contein 9 – 12 % of silicium as well as manganese and magnesium additions lower than 1 %. The results obtained in laboratory researches are given and some metallographies of modified and non-modified alloys are presented.

Metalurgia şi Construcţia de maşini *14* (1962), nr. 8, p. 683 – 687

Nicolaie Suciu and *Elena Suciu* : Some researches concerning the formation of funnels in non calmed steels with low carbon contest. The influence exerted by the bysicity of slag at metting, the decarburation speed, the dur tion of untroubled boiling, and the casting speed was studied.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 8, p. 688 – 693

Silvia Chibac, Augustin Ruegg, Doru Prundeanu and *Vasile Cernat* : **The cold extrusion of piston pins.**

This paper describes the tests carried out by the ITCME to obtain piston pins by cold extrusion, on vertical presses.

So far piston pins were only obtained by cold extrusion on special presses, with double effort, working horizontally.

The tests conducted at the I.T.C.M.E. have shown that the obtention of piston pins does not necessarily imply the use of special machines.

The pins were obteined with rectifying allowances i.e. at dimensions very near to the nominal ones.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 8, p. 693 – 702

From the enterprises of our works and laboratories

Mircea Drăgulin : **The casting of lugs made of hard crusted pig iron.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 8, p. 703 – 704

Iulian Leibovici : **The utilisation of the betatron as a ultrahard Röntgen radiation generator for the defectoscopj of steel ingots.**

The betratron of the Atomic Physics Institute in Bucharest is not only used for nuclear physics researches but also for the radiological testing of thick metal pieces. The technical working characteristics and the results of the betatronsgraphic control of steel ingots are described.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 8, p. 705 – 710

Machine building

Nicolaie Peligrad and *Valentin Atanasiu* : **A contribution to the drive of mud pumps in drilling equipment by means of hydrodynamic transmissions.**

This paper discussed the problem of hydrodynamic transmissions in driving and pumps.

The characteristic elements of mud pumps are described and the results obtained with turbocouplings and hydraulic convertors comparatively discussed, emphasizing the advantages and limitations of hydraulic couple converters used to drive mud pumps.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8, p. 711 – 724

Eugen Constantinescu : **Some of the latest achievements of the „Semănătoarea" works in modernizing the agricultural equipment.**

A description of the modernization of the CPM2, 1 carried mower and of the C1 sunflower harvester is given.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8, p. 725—728

Ilie Vasile and *Ecaterina Pop* : **Appliyng the welding in protective gas medium in building agricultural machines.**

It is shown that the semi-automatic welding in protection gas medium is now applied to the manufacture of cardan transmissions for agricultural machines. The authors describe the tests carried out at the „Semănătoarea" works with different connection schemes of usual welding sets as well as the weldability tests conducted on different categories of building carbon steels, CO being used as a protection medium.

The analysis of the structure obtained indifferent fones shows that with a welding wire poorly alloyed with manganese ans silicium the best results are obtained in the case of OL50 steels. This technique is economical and its productivity is more than 100 % higher as compared to the covered electrodes.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8 p. 729 – 734

From the experience of our enterprises and laboratories

Dan Pavelescu and *Ion Iliuc* : **The radioactive isotopes as a means of determining the lubricating qualities of oils and the wear and tear resistance of materials.**

Some information is given concerning the three strages which led to the elaboration of a radioisotope method, the production of a simple installation for determining the lubricating qualities of oils and additives as well as the wear and tear resistance of anti-friction materials, steels etc. Different factors affecting the wear and tear are discussed with special reference to the use of radioisotopes. The results obtained are illustred by means of examples. The sensibility of the method is of the order of 10^{-7} g of metal per cu cm of oil and the reproductibility takes place with a maximum relative deviation of ± 20 %.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8, p. 735 – 742

For young engineers

Marin Triţă : **A contribution to the determination of the moment of inertia.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8, pag. 743 – 746

Labour protection

Iosif Katz : **Protection devices against splinters and dust resulting from the turning of fragile and non-metallic materials.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 8, pag. 747 – 753

Inventions — Innovations 754 – 756
Documentation 757 – 762
Chronicle 762
Reviews 763 – 765
Informations 766 – 767
Rewiew of periodicals 767 – 768

Instalația de foraj structural

S 25

UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

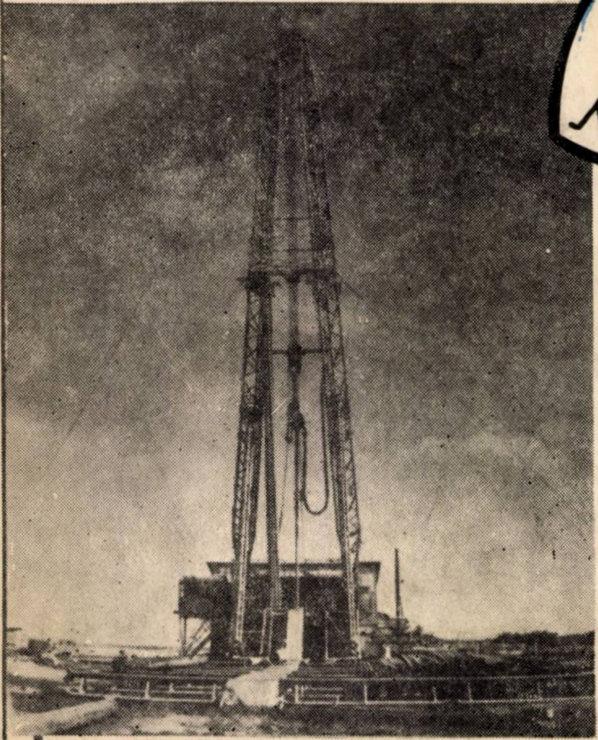
destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.

A

UZINA

1 mai

EXECUTA:

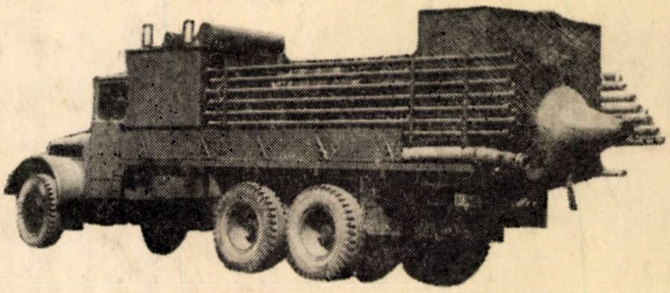


- INSTALATII DE FORAJ TIP 4LD-150B

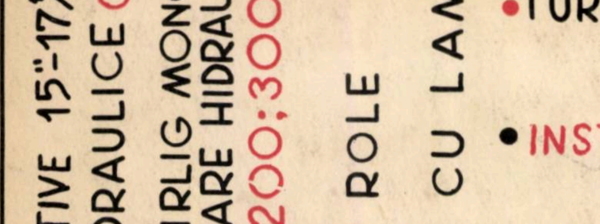
- INSTALATII DE FORAJ TIP 3DH-200

- POMPE DE NOROI DUPLEX TIP 2PN-800
- POMPE DE NOROI CU PLUNGERE TIP 4VPN-700
- TRIPLEX POMPE CU TRANSMISIE PENTRU NOROI 7¼"×12" TIP 3PN - 465 M
- TURBINE DE FORAJ SECTIONALE
- TURBINE SIMPLE
- INSTALATII DE PREVENIREA ERUPTIILOR
  - CU ACTIONARE MANUALA
  - CU ACTIONARE HIDRAULICA

- MESE ROTATIVE 15"-17½"-20½"
- CAPETE HIDRAULICE CH-200
- MACARA CIRLIG MONOBLOC CU AMORTIZARE HIDRAULICA 125;200;300tf
- SAPE CU ROLE
- SAPE CU LAME



- AGREGATE DE CIMENTARE • TIP AC-300M



UZINA DE CONSTRUCTII DE MASINI

- 1 MAI -

• PLOIESTI • STR DEMOCRATIEI nr. 121 •
TELEFON 4.350

E 1431

REFERALV

KAT

metalurgia și construcția de mașini

9

DIN CUPRINS:

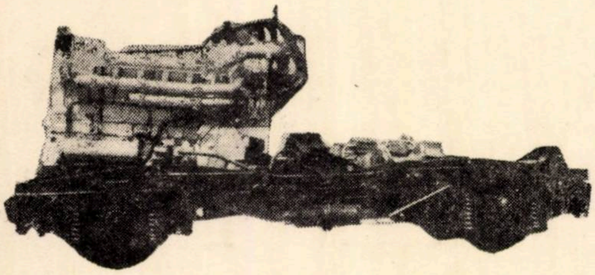
CEZAR AVRAM: Utilizarea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen.
PETRE MARCU, ELENA RĂDULESCU și BARTOLOMEU VASILESCU: Contribuții la elaborarea și turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb.
LASCĂR ZAMFIRESCU: Călirea superficială cu flacără a roților dințate.
PETRU DUMITRAȘCU: Hidrodinamica topiturilor metalice.
MIRCEA POPESCU, PETRE ȘANDRU și AURELIA ȚOPA: Metodă pentru determinarea originei incluziunilor nemetalice macroscopice exogene în oțel.
GHEORGHE TĂCUTU și ION CZELLI: Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de recoacere tip tunel.
MIRCEA POSTELNICESCU: Stabilirea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere din agregatele de cazane de abur.
ADRIAN DUMITRESCU: Unele probleme ale fabricării în țară a motorului Diesel mare marin (II).
MIHAIL POPOV, ILIE MITRICĂ și EUGEN DECIU: Asupra strunjirii oțelurilor carbon romînești.
ȘTEFĂNUȚĂ ENACHE: Contribuții la studiul microgeometriei și uzurii tăișului sculei asupra rugozității suprafețelor prelucrate.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 9 ★ septembrie 1962

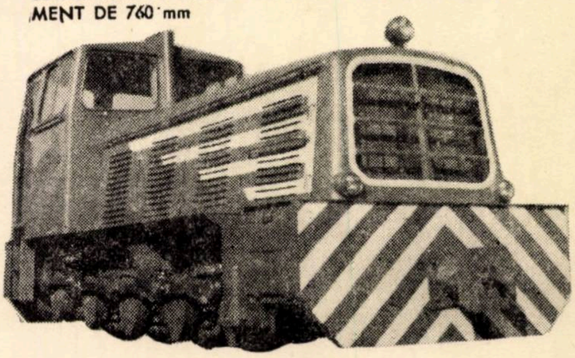
UZINELE 23 AUGUST

BUCURESTI execută

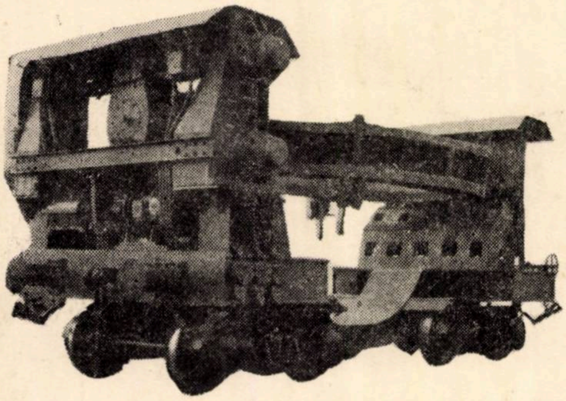
● BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



● LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm



● VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



● VAGON CISTERNĂ DE 50 t

Agregate și aparataje pentru industria chimică
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 și 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză și capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oțel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matrițate
Oțeluri aliate de construcții
Oțeluri de scule aliate și rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, SEPTEMBRIE 1962, Nr. 9

CUPRINS

Metalurgia

CZ 669.162.224.4 : 662.69

Cezar Avram : **Utilizarea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen.**

Se analizează modificările ce le vor suferi principalii parametri de funcționare ai furnalului în cazul folosirii gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului suflat cu oxigen. Se tratează efectele tehnico-economice ale folosirii cocsului îmbogățit cu oxigen în furnal, preîncălzit la diverse temperaturi între 600 –[1 200°C concomitent cu un adaos de gaz metan astfel calculat ca regimul termic și hidrodinamic al furnalului să nu se schimbe.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 769 – 779

CZ 669.35′ 6′4 : 621.741.56

Petre Marcu, Elena Rădulescu și *Bartolomeu Vasilescu* : **Contribuții la elaborarea și turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb.**

Se prezintă o sinteză a lucrărilor efectuate pentru stabilirea tehnologiei de elaborare și turnare a bronzului cu staniu și plumb de tipul Cu – Sn – Pb destinat confecționării lagărelor la agregatele moderne cu turații mari și presiuni specifice ridicate.

Se trag concluzii asupra lucrărilor de laborator executate și se fac propuneri privind fabricația în fază semi-industrială.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 780 – 783

CZ 621.785.542 ; 621.833

Lascăr Zamfirescu : **Călirea superficială cu flacără a roților dințate.**

Articolul cuprinde experiența dobîndită în domeniul călirii superficiale cu flacără a roților dințate de modul 8 – 24 mm cu prilejul executării unui prototip de mașină automată pentru călirea pinioanelor de la liniile de ciment.

Se dau indicații asupra principiilor teoretice ale procedeului, metodele practice de calcul al paremetrilor procesului, verificate în urma realizării mașinii la Uzinele 23 August București ; se expun rezultatele probelor de laborator efectuate asupra dinților căliți.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 784 – 790

CZ 621.746.5/.6

Petru Dumitrașcu : **Hidrodinamica topiturilor metalice.**

Curgerea lichidelor metalice în rețelele de turnare metalurgice specifice iese din cadrul hidraulicei clasice prin caracterul fundamental neizotermic al procesului de cugere, caracter care afectează atît lichidul însuși cît și rețeaua în care acesta curge.

Studiul fenomenelor acestui proces formează obiectul noii ramuri de știință tehnică : „Hidraulica Metalurgică", ale cărei cercetări se centrează pe cerințele industriale în scopul de a anticipa în mod corectiv condițiunile uzinale prin experimentări pe modele.

Prezentul articol fundamentează științific metoda modelării curgerii lichidelor metalice (lichidul însuși și rețeaua de turnare), arată producera actuală și indică adaptările la cazurile reale ce se ivesc în practica industrială.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 790 – 795

CZ 669.14 : 539.219.1

Mircea Popescu, Petre Șandru și *Aurelia Țopa*: **Metodă pentru determinarea originei incluziunilor macroscopice nemetalice exogene în oțel.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 795 – 799

CZ 621.783.322 – 225.1 : 621.785.3

Gheorghe Tăcutu și *Ion Czelli* : **Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de recoacere tip tunel.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962) nr. 9, p. 799 – 800

Construcția de mașini

CZ 621.18.014.4 : 662.612.5

Mircea Postelnicescu : **Stabilirea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere din agregatele de cazane de abur.**

În lucrare se prezintă mai întîi două metodici pentru aprecierea eficienței economice a investițiilor, metodici aplicabile în caz general.

Se determină apoi temperatura minimă cu care gazele de ardere pot fi evacuate dintr-un cazan de abur; în continuare se stabilește temperatura optimă din punct de vedere tehnico-economic pe baza uneia din metodicile expuse.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962) nr. 9, p. 801 – 805

CZ 621.436 : 629.12

Adrian Dumitrescu : **Unele probleme ale fabricării în țară a motorului Diesel mare marin (II).**

Se arată tendințele actuale în construcția motorului Diesel mare marinlegate de evoluția construcțiilor navale și a sistemelor de propulsie a navelor; se analizează apoi perspectivele fabricării în R.P.R. a acestui motor

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962), nr. 9, p. 805 – 815

CZ 621.941.011 : 669.14(R)

Mihail Popov, Ilie Mitrică și *Eugen Deciu* : **Asupra strunjirii oțelurilor carbon romînești.**

Articolul prezintă rezultatele studiilor experimentale asupra unghiurilor optime ale tăișului și asupra regimului optim de așchiere la strunjirea oțelurilor romînești.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962), nr. 9, p. 816 – 824

CZ 621.91.07.015

Ștefănuță Enache : **Contribuții la studiul microgeometriei și uzurii tăișului sculei asupra rugozității suprafețelor prelucrate.**

În articol se analizează influența calității suprafețelor active ale tăișului sculei asupra netezimii suprafețelor prelucrate precum și influența uzurii sculei asupra aceluiași parametru.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962) nr. 9, p. 825 – 833

CZ 629.114.2.073

Nicolaie Caramavru : **Stabilitatea longitudinală a tractoarelor pe roți.**

Metalurgia și Construcția de Mașini *14* (1962) nr. 9, p. 834 – 837

CZ 621.636.019.2

Dan Milcoveanu : **Determinarea coeficientului de exces de aer la motoarele cu aprindere prin comprimare.**

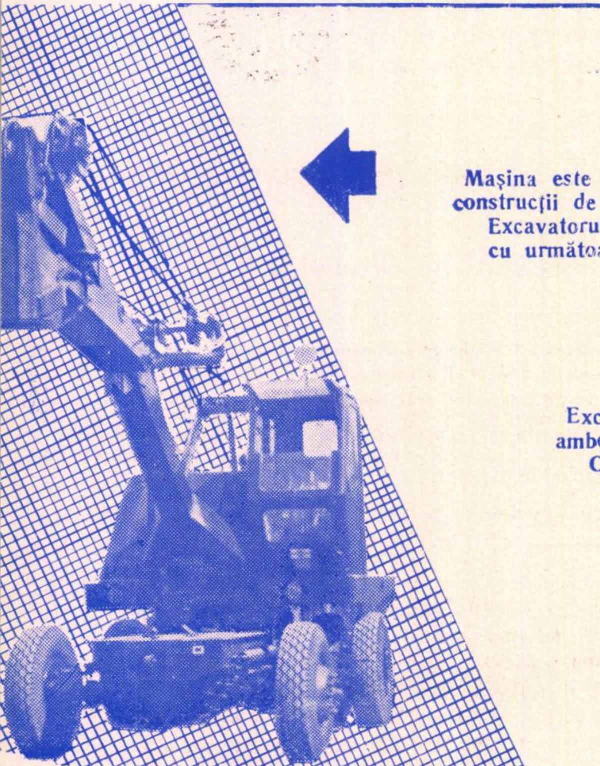
Se expune determinarea excesului de aer al cîtorva motoare Diesel, cu ajutorul unui debitmetru construit de către autor.

Metalurgia și Construcția de Mașini *14*, (1962) nr. 9, p. 837 – 839

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I. Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manoliu** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni** candidat în științe tehnice — redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu**, ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**

Uzina de utilaj greu
BRAILA



EXCAVATOR DE 0,3 m³ CAPACITATE

Maşina este folosită pentru lucrări de construcţii, săpături, construcţii de drumuri şi operaţii de încărcare.

Excavatorul este o maşină universală care se poate echipa cu următoarele utilaje de lucru:

- cupă directă
- cupă inversă
- macara de montaj
- draglină
- graifăr.

Excavatorul de 0,3 m³ are trenul de rulare pe pneuri, cu ambele osii motoare.

Comenzile sînt hidropneumatice.

Excavatorul de 0,3 m³ este echipat cu motor Diesel D—35 M.

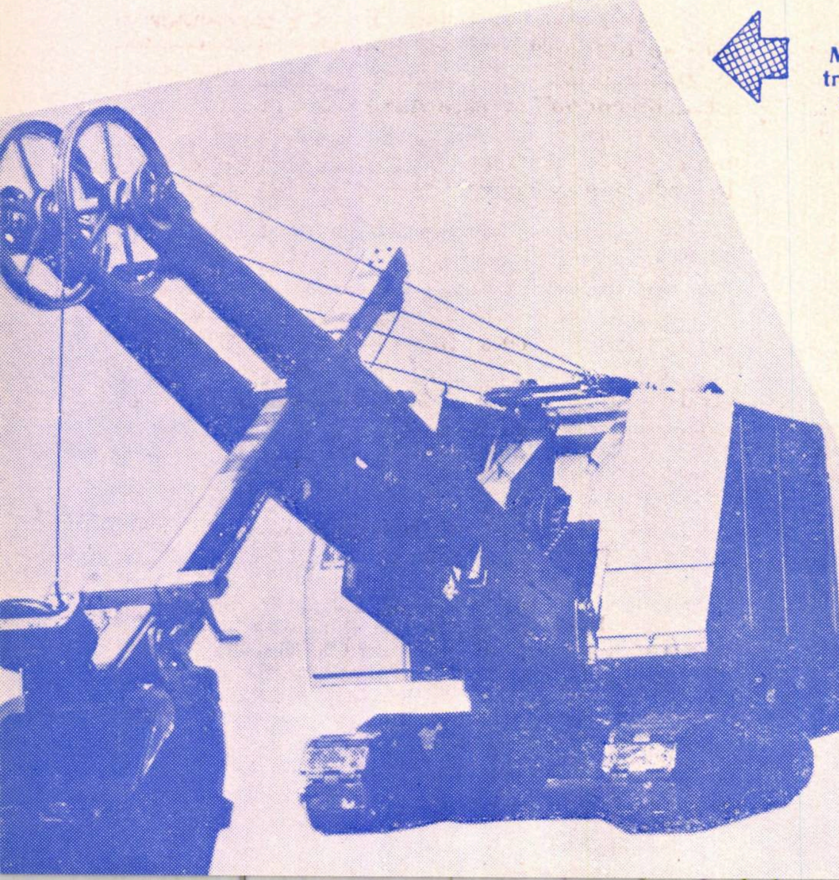
CONCASOARE 4A ŞI 6A

Concasoarele cu fălci de tipurile 4A şi 6A sînt utilaje ce se întrebuinţează la sfărîmarea rocilor dure şi semidure, a minereurilor şi pietrelor folosite în industria extractivă, în construcţia drumurilor şi căilor ferate.

Productivitatea acestor utilaje variază după tip, între 4 şi 5 m³/h pentru tipul 4A, şi între 8 şi 10 m³/h pentru tipul 6A.

Puterea de acţionare a utilajului este de 10 CP pentru concasorul 4A şi 20 CP pentru concasorul 6A.

Grosimea maximă a pietrelor ce pot fi sfărîmate este de 130—170 mm pentru concasorul 4A şi 140—200 mm pentru concasorul 6A, după lăţimea deschiderii şi felul materialului de sfărîmat.



EXCAVATOR DE 0,5 m³ CAPACITATE

Maşină universală, pe şenile, cu multiple întrebuinţări în domeniul lucrărilor de construcţii, săpături, construcţii de drumuri etc.

Excavatorul poate fi dotat la comandă cu lingură de înălţime, lingură de adîncime, braţ pentru macara şi draglină.

Comenzile sînt hidromecanice.

Excavatorul este echipat cu motor Diesel de 80 CP.

RULOU COMPRESOR DE 10 TONE

Maşină rutieră de nivelat şi compactat, utilizată în construcţii de drumuri şi şosele.

Ruloul compresor de 10 t poate fi livrat la comandă specială cu instalaţie de stropire care serveşte la umezirea cu emulsie a cilindrilor maşinii atunci cînd se cilindrează asfalt rece.

Totodată poate fi echipat la comandă cu dispozitiv de scarificare pentru dislocarea pe o anumită adîncime a pămîntului dur.

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CZ 669.162.224.4 : 662.69

Utilizarea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen

Ing. AVRAM CEZAR
Institutul de cercetări metalurgice

Procesele de elaborare a fontei au loc la temperaturi ridicate, care se obțin prin arderea carbonului din cocs cu oxigenul din aerul suflat. Îmbogățirea aerului în oxigen are ca rezultat reducerea cantității totale de gaz, în urma micșorării proporției de azot și permite să se intensifice procesul de elaborare a fontei în furnal.

În urma încercărilor industriale de folosirea la furnale a aerului îmbogățit în oxigen, a reieșit că efectul tehnico-economic maxim se obține în cazul elaborării feroaliajelor. La elaborarea fontelor de afinare și de turnătorie prin îmbogățirea aerului suflat în furnal cu oxigen, se obține un efect tehnico-economic mai redus decît în cazul elaborării feroaliajelor.

Aceasta se datorește atît faptului că în creuzetul furnalului crește foarte mult temperatura în zona gurilor de vînt, cît și micșorării cantității de gaze rezultate din arderea unui kilogram de carbon. Prin producerea unor temperaturi foarte mari în zona de ardere, se depășește temperatura de evaporare a monoxidului de siliciu. Vaporii de monoxid de siliciu, ridicîndu-se cu gazele de ardere, se condensează în părțile superioare ale furnalului pe bucățile de materiale ale încărcăturii și formează bolți impermeabile pentru gaze care duc la agățări ale încărcăturii în furnal. Din cauza micșorării cantității de gaze rezultate la 1 kg C din cocs ars în fața gurilor de vînt, datorită îmbogățirii aerului cu oxigen, se micșorează cantitatea de căldură ce vine în cuvă, ceea ce duce la reducerea temperaturii în zonele superioare ale furnalului. Ca urmare a scăderii temperaturii, se înrăutățesc condițiile de reducere a minereului prin gaze și astfel va coborî în zonele inferioare ale furnalului o cantitate de minereu nepregătit. Pe lîngă aceasta creșterea diferenței de temperatură în partea inferioară a furnalului poate avea o influență defavorabilă și asupra dinamicii gazelor procesului. Toate acestea duc la înrăutățirea funcționării furnalului.

Pentru menținerea unei temperaturi normale în cuva furnalului, trebuie ca odată cu îmbogățirea aerului cu oxigen, să se micșoreze și necesarul de căldură în partea inferioară a furnalului și anume consumul de căldură pentru procesele de reducere directă care se poate face prin îmbunătățirea condițiilor de reducere indirectă. Procesul de reducere indirectă în furnal a oxizilor de fier poate fi intensificat prin îmbunătățirea contactului între bucățile de minereu cu gazul sau prin mărirea conținuturilor de CO și H_2 în gazele furnalului. De aceea, s-a ajuns la concluzia că cercetările în vederea găsirii unor metode eficiente de folosire a oxigenului la elaborarea fontei în furnale trebuie să fie orientate în direcția introducerii în furnal, concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen, a unor produse care prin arderea lor să dea gaze reducătoare (CO și H_2). Acțiunea acestor adaosuri la aerul îmbogățit cu oxigen se reduce la următoarea schemă : adaosul introdus în zona de ardere din creuzetul furnalului răcește această zonă prin reducerea temperaturii ridicate la limita normală, mărește concentrația de CO și H_2 în gazele furnalului și ca atare grăbește procesele de reducere indirectă.

În condițiile existente în R.P.R. adaosul care se pretează cel mai bine de a fi introdus în furnal, în vederea îmbunătățirii indicilor tehnico-economici, este gazul metan.

În vederea determinării cantității de gaz metan s-a calculat temperatura produselor de ardere ale gazului metan și s-a comparat cu cea obținută în cazul arderii carbonului din cocs, ambii combustibili arzînd în condițiile din furnal.

Calculul temperaturii teoretice de ardere a carbonului din cocs în condițiile din furnal. Compoziția aerului (volume) care are inițial umiditatea w% și se îmbogățește la diverse procente x de oxigen este :

$$O_2 = x\% ; \qquad (1)$$

$$N_2 = \frac{79\,(1-0{,}01\,w)\;(100-x)}{79\;(1-0{,}01\;w)+w}\,\% ; \qquad (2)$$

$$H_2O = \frac{w\,(100-x)}{79\;(1-0{,}01\;w)+w}\,\%. \qquad (3)$$

Aerul necesar pentru arderea unui kilogram de carbon în faţa gurilor de vînt este dat de relaţia:

$$v_a = \frac{0,9333}{0,01\ x + 0,005\ w}\ \mathrm{Nm^3/kg\ C}. \qquad (4)$$

Gazele rezultate din arderea unui kilogram de carbon în faţa gurilor de vînt se exprimă prin relaţiile:

$$CO = \frac{22,4}{12} = 1,867\ \mathrm{Nm^3/kg\ C}; \qquad (5)$$

$$H_2 = \frac{0,9333}{0,01\ x + 0,005\ w} \cdot \frac{w}{100}\ \mathrm{Nm^3/kg\ C}; \qquad (6)$$

$$N_2 = \frac{0,9333}{0,01\ x + 0,005\ w}\left(1 - \frac{x + w}{100}\right)\mathrm{Nm^3/kg\ C} \qquad (7)$$

$$\text{Total gaze} = 1,867 + \frac{0,933}{0,01\ x + 0,005\ w}\left(1 - \frac{x}{100}\right)\mathrm{Nm^3/kg\ C}. \qquad (8)$$

În tabela 1 este dată compoziţia aerului (volum) la diverse procente de oxigen, cînd umiditatea iniţială w este de 1 %, iar în tabela 2 sînt date cantitatea de aer necesară pentru arderea unui kilogram de carbon în faţa gurilor de vînt precum şi gazele rezultate.

Temperatura teoretică a produselor rezultate din arderea carbonului din cocs la gurile de vînt se calculează cu ajutorul relaţiei:

$$c_0 v_g\ t = 2\,340 + Q_v + Q_c + Q_{H_2O} \qquad (9)$$

în care: t este temperatura teoretică de ardere, °C; c_0 — căldura specifică medie a gazelor biatomice $c_o = 0,31111 + 0,0000208\ t$, kcal/Nm³°C; v_g — cantitatea de gaze rezultate din arderea unui kilogram de carbon, Nm³/kg C; 2 340 — cantitatea de căldură ce rezultă la arderea carbonului din cocs la oxid de carbon; kcal/kg C; Q_v — conţinutul caloric al aerului de ardere necesar pentru 1 kg C, kcal/kg C; Q_c — conţinutul caloric al carbonului din cocs ce ajunge în zona de ardere, kcal/kg C. Temperatura carbonului din cocsul ce ajunge în zona gurii de vînt este de circa 0,75 t. Căldura specifică medie a carbonului este egală cu 0,4 kcal/kg C, deci $Q_c = 0,4 . 0,75\ t = 0,3\ t$ kcal/kg C. Q_{H_2O} este cantitatea de căldură necesară pentru disocierea vaporilor de apă conţinuţi în aerul de ardere, kcal/kg C; $Q_{H_2O} = 2\,580 \cdot v_a \cdot \frac{w}{100}$.

Considerînd că temperatura aerului suflat este de: 600°C; 800°C, 1 000 °C şi 1 200°C, efectuînd înlocuirile necesare în relaţia (9) şi rezolvînd ecuaţia obţinută în raport cu t, se obţin diverse valori ale temperaturii teoretice de ardere din creuzetul furnalului în cazul cînd aerul este îmbogăţit în oxigen; rezultatele acestor calcule sînt date în tabela 3.

Tabela 1

O_2	20,79	25,00	30,00	40,00	50,00	60,00	80,00	96,0
N_2	28,21	74,05	69,12	59,24	49,36	39,48	19,72	4,0
H_2O	1,00	0,95	0,88	0,76	0,61	0,52	0,28	—

Tabela 2

Cantitatea de aer necesară pentru arderea unui kilogram de carbon în faţa gurii de vînt, precum şi gazele rezultate, Nm³/kg C

	Conţinutul de oxigen în aer, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
Aer necesar:	4,380	3,664	3,066	2,311	1,855	1,549	1,164	0,9722
Gaze rezultate:								
CO	1,867	1,867	1,867	1,867	1,867	1,867	1,867	1,8670
H_2	0,044	0,034	0,027	0,017	0,012	0,008	0,003	—
N_2	3,429	2,713	2,119	1,369	0,915	0,611	0,229	0,0390
Total gaze	5,340	4,614	4,013	3,253	2,794	2,486	2,099	1,9060

Tabela 3

Temperatura teoretică a produselor rezultate prin arderea carbonului din cocs în condiţiile din furnal, cu aer îmbogăţit cu oxigen şi încălzit la diferite temperaturi, °C

Temperatura aerului pentru ardere, °C	Conţinutul de oxigen în aer, %							
	20,74	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
600	1 952	2 198	2 479	2 998	3 465	3 887	4 615	5 106
800	2 121	2 364	2 634	3 143	3 597	4 010	4 722	5 203
900	2 209	2 448	2 718	3 218	3 667	4 074	4 778	5 253
1 000	2 295	2 531	2 796	3 291	3 736	4 141	4 833	5 304
1 200	2 447	2 577	2 940	3 421	3 855	4 260	4 932	5 391

În această tabelă rezultă că pe măsură ce crește temperatura aerului de ardere, precum și conținutul său în oxigen, temperatura teoretică a produselor de ardere a carbonului din cocs crește foarte mult în raport cu temperatura ce se obține la arderea lui în aer obișnuit și încălzit la 600°C.

Calculul temperaturii teoretice a produselor rezultate prin arderea gazului metan în condițiile din furnal. Aerul necesar pentru arderea la CO și H_2 a unui Nm^3 CH_4 și gazele rezultate se exprimă prin relațiile :

$$v_a = \frac{0,5}{0,01\ x + 0,005\ w}\ Nm^3/Nm^3\ CH_4 ; \qquad (10)$$

$$CO = 1,00\ Nm^3/Nm^3\ CH_4 ; \qquad (11)$$

$$H_2 = \frac{0,02\ x + 0,015\ w}{0,01\ x + 0,005\ w}\ Nm^3/Nm^3\ CH_4 ; \qquad (12)$$

$$N_2 = \frac{0,5}{0,01\ x + 0,005\ w}\left(1 - \frac{x + w}{100}\right) Nm^3/Nm^3\,CH_4. \qquad (13)$$

Efectuînd înlocuirile necesare în relațiile (10)—(13) se obțin valorile acestor mărimi, iar rezultatele calculelor sînt date în tabela 4.

Tabela 4

Cantitatea de aer necesar și gazele rezultate din arderea gazului metan la oxid de carbon și hidrogen, Nm^3/Nm^3 CH_4

	Conținutul de oxigen în aer, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
Aer necesar	2,3485	1,9627	1,6425	1,2382	0,9936	0,8297	0,6239	0,5208
Gaze rezultate :								
CO	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000
H_2	2,0234	2,0186	2,0144	2,0094	2,0063	2,0043	2,0017	2,0000
N_2	1,8368	1,4534	1,1353	0,7335	0,4904	0,3275	0,1230	0,0208
Total gaze	4,8602	4,4720	4,1497	3,7429	3,4967	3,3318	3,1247	3,0208

Temperatura teoretică a produselor rezultate din arderea gazului metan la CO și H_2 se exprimă cu ajutorul relației :

$$c_0\, v_g\ t = 396 + Q_v - Q_{H_2O} \qquad (14)$$

în care : t, c_0, v_g, Q_v, Q_{H_2O} au aceleași semnificații ca în relația (9) ; 396 este cantitatea de căldură degajată la arderea CH_4 la CO și H_2, kcal/Nm^3 CH_4.

Considerînd aceleași temperaturi de încălzire a aerului necesar pentru ardere ca și în cazul carbonului din cocs și efectuînd înlocuirile necesare în relația (14) se obține temperatura teoretică de ardere. Rezultatele calculelor sînt trecute în tabela 5. Din această tabelă se observă că la temperatura constantă a aerului pentru ardere, pe măsură ce crește conținutul său în oxigen, temperatura teoretică de ardere a gazului metan, în condițiile din furnal, scade. Acest lucru se datorește faptului că pe măsură ce crește conținutul de oxigen în aer, scade mult cantitatea de căldură adusă de aerul necesar pentru ardere, iar cantitatea de gaze ce se formează la 1 m^3 CH_4 scade puțin. Din compararea datelor din tabela 3 cu cele din tabela 5 rezultă că temperaturile ce se obțin la arderea carbonului din cocs sînt mult superioare celor ce se obțin la arderea în aceleași condiții a gazului metan. Din cauza temperaturii mici a produselor rezultate prin arderea gazului metan, în cazul cînd acesta se introduce în furnal prin gurile de vînt, se produce o răcire a creuzetului.

Pentru ca regimul termic al creuzetului să nu se schimbe, va trebui să se introducă în furnal o cantitate de gaz metan în așa fel ca temperatura finală a produselor rezultate din ardere să fie egală cu aceea pe care o are creuzetul cînd furnalul funcționează în condiții obișnuite. În felul acesta regimul termic al creuzetului nu se va schimba, dar din cauza creșterii volumului de gaze pe unitatea de carbon ars la gurile de vînt ale furnalului se vor modifica parametrii de funcționare ai furnalului.

Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă în furnal. Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă în furnal se poate exprima prin : u — cantitatea de gaz metan ce poate fi intro-

Tabela 5

Temperatura teoretică a produselor rezultate prin arderea gazului metan la CO și H_2 cu aer îmbogățit în oxigen și încălzit la diferite temperaturi, °C

Temperatura aerului pentru ardere, °C	Conținutul de oxigen în aer, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
600	507	508	508	509	508	509	510	511
800	623	599	591	578	578	561	551	547
900	661	647	635	614	598	589	574	566
1 000	713	695	678	651	631	616	596	585
1 200	806	779	753	714	686	664	634	611

dusă la 1 kg C din cocs ce arde la gurile de vînt, exprimată în Nm³/kg C ; v — cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă la 1 m³ aer suflat în furnal, Nm³/Nm³ aer.

Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă la 1 kg C din cocs care arde la gurile de vînt u se calculează din raportul dintre diferența conținuturilor calorice ale produselor de ardere rezultate din 1 kg C ars la gurile de vînt în condiții date și în condiții normale de lucru ale furnalului (aer încălzit la 600°C) și diferența conținuturilor calorice ale produselor de ardere rezultate din 1 m³ CH_4 ars la CO și H_2, încălzite pînă la temperatura de 1 952°C (temperatura teoretică din fața gurilor de vînt ale furnalului cînd funcționează în condiții obișnuite) și în condiții date. Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă la 1 m³ aer suflat în furnal v se calculează foarte ușor, cunoscînd valoarea lui u. Astfel consumul de aer pentru 1 kg C din cocs ars la gurile de vînt, cînd se introduce în furnal și gaz metan, este dat de relațiile :

$$v_a = \frac{0,9333}{0,01\,x + 0,005\,w - 0,5\,v}\ \mathrm{m^3/kg\ C}\,; \qquad (15)$$

$$v_a = \frac{0,9333 + 0,5\,u}{0,01\,x + 0,005\,w}\ \mathrm{m^3/kg\ C}\,; \qquad (16)$$

în care : x, w, u și v au aceleași semnificații ca mai sus ; 0,9333 — cantitatea de oxigen necesară pentru arderea unui kilogram de carbon la CO, m³/kg C ; 0,5 — cantitatea de oxigen necesară pentru arderea gazului metan la CO și H_2, m³/m³ CH_4.

Egalînd relațiile (15) și (16) se poate determina v în funcție de u ; $v = \frac{(0,01\,x + 0,005\,w)\,u.}{0,9333 + 0,5\,u}$ ·

În tabelele 6 și 7 sînt trecute valorile lui u și v calculate pentru diferite conținuturi în oxigen ale aerului încălzit la diferite temperaturi.

Insuflarea în creuzetul furnalului de gaz metan și de aer îmbogățit cu oxigen va conduce la modificarea atît a dimensiunilor zonelor de ardere din fața gurilor de vînt, cît și a parametrilor de funcționare ai furnalului ca : indicele de reducere directă, intensitatea de ardere, pierderile exterioare de căldură, temperatura gazelor la gura furnalului, consumul specific de cocs și productivitatea furnalului. Modificarea dimensiunilor zonelor de ardere se poate determina numai experimental. Valorile celorlalți parametri se pot stabili prin calcul. Aceste valori depind de cantitatea și compoziția gazelor din creuzetul furnalului precum și de cantitatea de aer îmbogățit cu oxigen și gaz metan necesar pentru 1 kg carbon din cocs ars în fața gurilor de vînt.

Menținînd aceleași semnificații pentru x, w și u, cantitatea de aer și gaz metan v'_a, precum și cantitatea de gaze v'_{CO} ; v'_{H_2} ; v'_{N_2} ; v'_g ce se formează pentru 1 kg C ars la gurile de vînt se exprimă prin relațiile :

$$v'_a = \frac{0,9333}{0,01\,x + 0,005\,w} + u(0,5 + 0,01x + 0,005\,w)\,; \qquad (17)$$

$$v'_{CO} = 1,867 + u\,;$$

$$v'_{H_2} = \frac{0,9333\,w}{x + 0,5} + u\,(0,02x + 0,015\,w)\,; \qquad (18)$$

$$v'_{N_2} = \frac{100 - x - w}{x + 0,4\,w}(0,9333 + 0,5\,u)\,; \qquad (19)$$

$$v'_g = v'_{CO} + v'_{H_2} + v'_{N_2}. \qquad (20)$$

În figurile 1, 2, 3 ,4, 5, 6 sînt arătate rezultatele obținute prin efectuarea înlocuirilor necesare în relațiile (17)—(20).

Tabela 6

Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă în furnal, exprimată în m³ CH_4/kg C din cocs ars la gurile de vînt

Temperatura aerului, °C	Conținutul de oxigen în aer, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
800	0,128	0,290	0,444	0,673	0,834	0,956	1,123	1,217
900	0,204	0,364	0,515	0,737	0,891	1,008	1,167	1,256
1 000	0,285	0,442	0,588	0,804	0,953	1,063	1,212	1,295
1 200	0,447	0,596	0,734	0,932	1,066	1,164	1,296	1,368

Tabela 7

Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă în furnal, exprimată în m³ CH_4/m³ aer suflat.

Temperatura aerului, °C	Conținutul de oxigen în aer, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
800	0,027	0,068	0,117	0,214	0,311	0,408	0,602	0,757
900	0,042	0,083	0,131	0,228	0,325	0,422	0,616	0,772
1 000	0,056	0,097	0,145	0,243	0,340	0,437	0,631	0,786
1 200	0,082	0,123	0,171	0,268	0,366	0,462	0,656	0,812

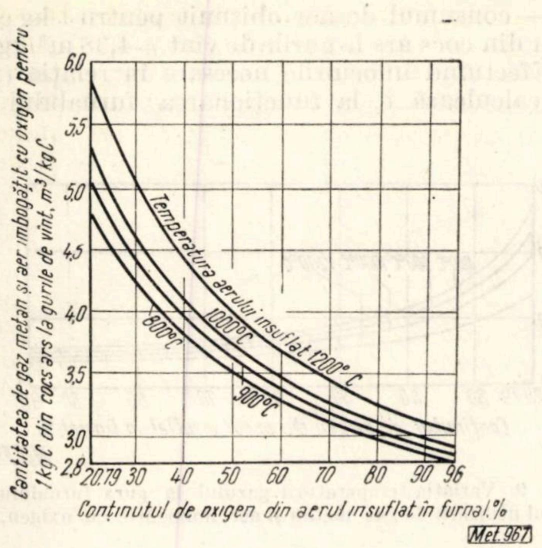


Fig. 1. Cantitatea de gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen necesară de introdus în furnal pentru 1 kg carbon din cocs ars la gura de vînt.

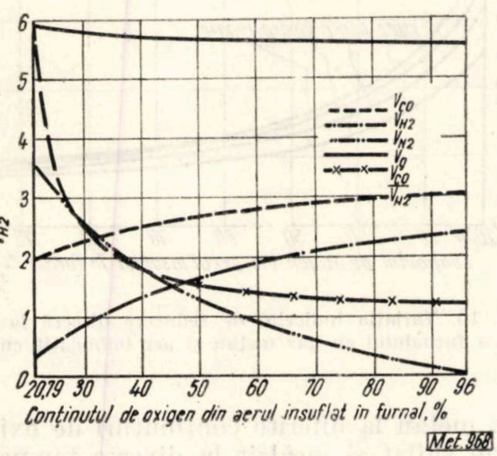


Fig. 2. Cantitatea totală de gaz şi cantitatea de CO, H_2, N_2 ce se formează la gurile de vînt ale furnalului, precum şi raportul v'_{CO}/v'_{H_2}, cînd se utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen. Temperatura aerului insuflat 800°C.

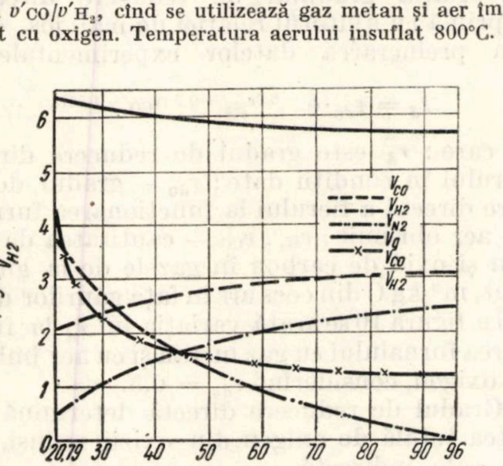


Fig. 3. Cantitatea totală de gaz şi cantitatea de CO, H_2, N_2, ce se formează la gurile de vînt ale furnalului, precum şi raportul v'_{CO}/v'_{H_2} cînd se utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen. Temperatura aerului insuflat 900°C.

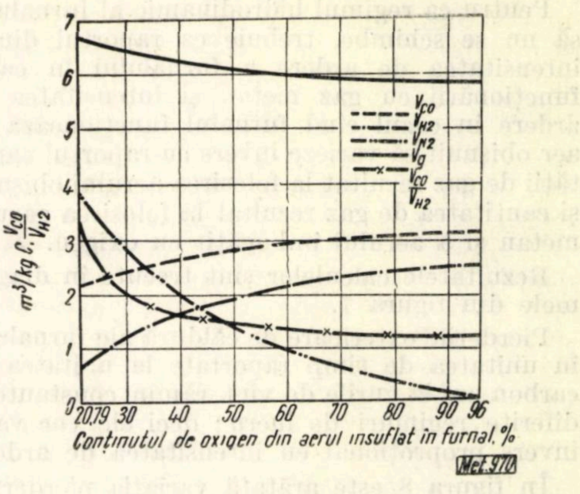


Fig. 4. Cantitatea totală de gaz şi cantităţile de CO, H_2, N_2 ce se formează la gurile de vînt ale furnalului, precum şi raportul v'_{CO}/v'_{H_2} cînd se utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen. Temperatura aerului insuflat 1 000°C.

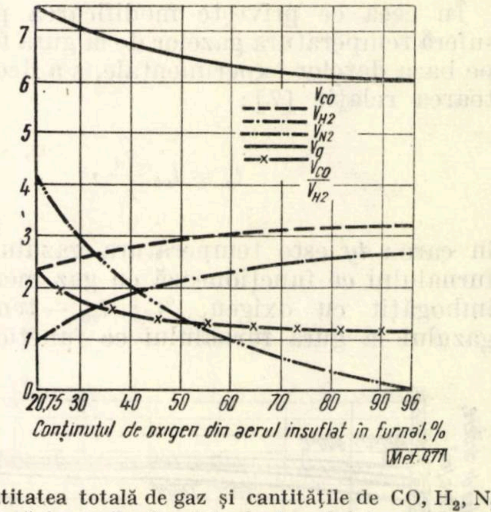


Fig. 5. Cantitatea totală de gaz şi cantităţile de CO, H_2, N_2 ce se formează la gurile de vînt ale furnalului, precum şi raportul v'_{CO}/v'_{H_2} cînd se utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen. Temperatura aerului insuflat 1 200°C.

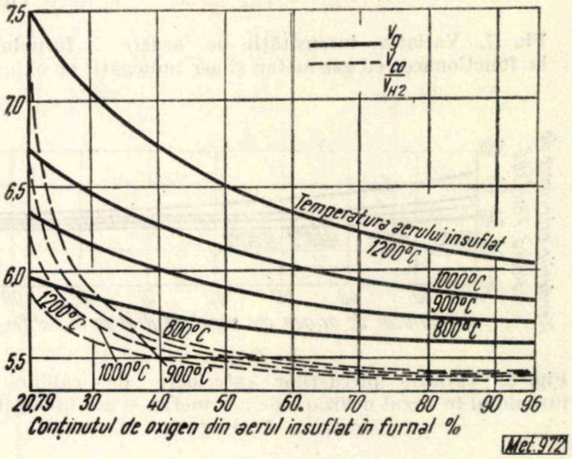


Fig. 6. Cantitatea totală de gaz ce se formează la gurile de vînt ale furnalului şi raportul v'_{CO}/v'_{H_2} cînd se utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu diverse procente de oxigen şi încălzit la diferite temperaturi.

Pentru ca regimul hidrodinamic al furnalului să nu se schimbe, trebuie ca raportul dintre intensitatea de ardere a furnalului în cazul funcţionării cu gaz metan şi intensitatea de ardere în cazul cînd furnalul funcţionează cu aer obişnuit să varieze invers cu raportul cantităţii de gaz rezultat la folosirea aerului obişnuit şi cantitatea de gaz rezultat la folosirea gazului metan şi a aerului îmbogăţit cu oxigen.

Rezultatele calculelor sînt trecute în diagramele din figura 7.

Pierderile exterioare de căldură ale furnalului în unitatea de timp raportate la unitatea de carbon ars la gurile de vînt rămîn constante la diferite regimuri de lucru; deci ele vor varia invers proproţional cu intensitatea de ardere.

În figura 8 este arătată variaţia pierderilor exterioare de căldură ale furnalului, exprimată în kcal/kg C din cocs la gurile de vînt, în cazul folosirii gazului metan şi a aerului îmbogăţit cu oxigen.

În ceea ce priveşte modificarea pe care o suferă temperatura gazelor de la gura furnalului, pe baza datelor experimentale, s-a dedus următoarea relaţie [7]:

$$t_g = t_{g0}\frac{v_a'}{v_0}, \qquad (21)$$

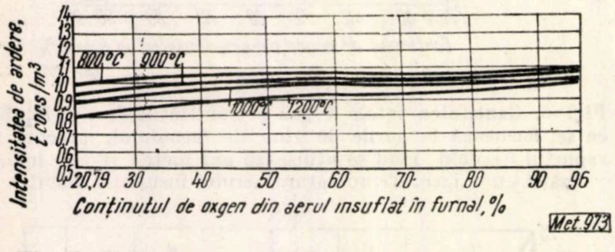


Fig. 7. Variaţia intensităţii de ardere a furnalului la funcţionarea cu gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen.

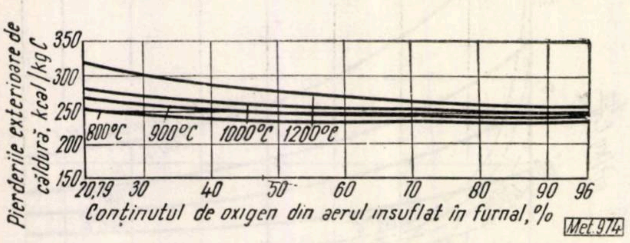


Fig. 8. Variaţia pierderilor exterioare de căldură ale furnalului în cazul utilizării de gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen, kcal/kg C.

în care: t_g este temperatura gazului la gura furnalului ce funcţionează cu gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen, °C; t_{g0} — temperatura gazului la gura furnalului ce funcţionează cu aer obişnuit; v_a' — consumul de gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen pentru 1 kg carbon din cocs ars în faţa gurilor de vînt (fig. 1) m³/kg C; v_0 — consumul de aer obişnuit pentru 1 kg carbon din cocs ars la gurile de vînt =4,38 m³/kg C.

Efectuînd înlocuirile necesare în relaţia (22) se calculează t_g la funcţionarea furnalului cu gaz metan la diferite conţinuturi de oxigen în aerul suflat şi încălzit la diverse temperaturi. Rezultatele calculelor sînt arătate în figura 9.

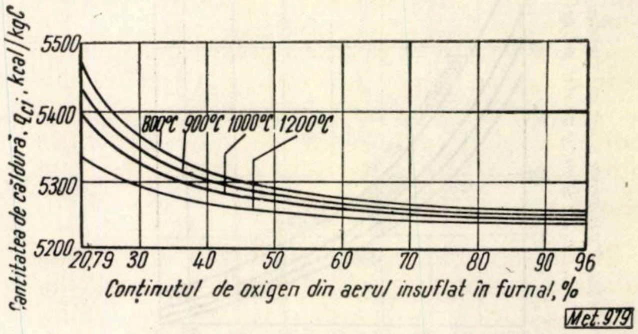


Fig. 9. Variaţia temperaturii gazului la gura furnalului în cazul utilizării de gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen, °C.

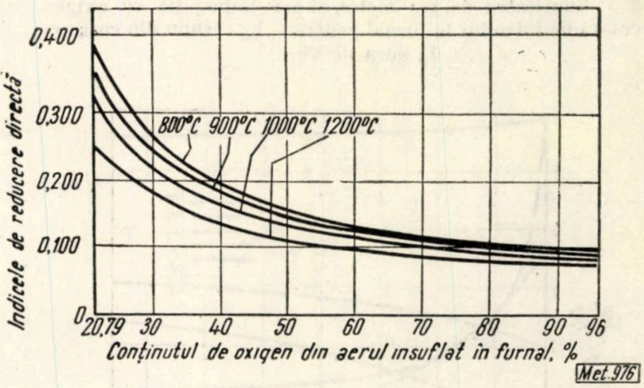


Fig. 10. Variaţia indicelui de reducere directă la funcţionarea furnalului cu gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen.

Variaţia gradului de reducere directă se exprimă cu ajutorul relaţiei de mai jos, dedusă din prelucrarea datelor experimentale [9]:

$$r_d = r_{d0}\cdot e^{-0.6v_{H_2} - 0.2(v_{CO} - 1.867)}. \qquad (22)$$

în care: r_d este gradul de reducere directă a fierului în condiţii date; r_{d0} — gradul de reducere directă a fierului la funcţionarea furnalului cu aer obişnuit; v_{H_2}, v_{CO} — cantitatea de hidrogen şi oxid de carbon în gazele de la gurile de vînt, m³/kg C din cocs ars în faţa găurilor de vînt.

În figura 10 se arată variaţia lui r_d la funcţionarea furnalului cu gaz metan şi cu aer îmbogăţit cu oxigen, considerînd $r_{d_0} = 0,5$.

Gradul de reducere directă determină cantitatea totală de oxigen din oxizii reduşi, luată pe cale indirectă.

Pentru calculele care trebuie efectuate în vederea determinării consumului de cocs la fabricarea fontei şi a compoziţiei gazului de la gura furnalului, trebuie să se cunoască atît cantitatea totală de oxigen din oxizi luată pe cale indirectă, cît şi cantitatea de oxigen ce trece sub formă de CO_2 şi cantitatea ce trece sub formă de H_2O. Acest lucru este necesar deoarece pentru trecerea CO în CO_2 se degajă 3 022 kcal/m^3, iar pentru trecerea H_2 în H_2O se degajă 2 580 kcal/m^3.

A. N. Ramm şi V. N. Andronov [9] recomandă pentru determinarea mai uşoară a cantităţilor de H_2O şi CO_2 ce se formează la reducerea indirectă, să se stabilească mărimea raportului dintre gradul de utilizare a hidrogenului şi a oxidului de carbon : $\zeta = \frac{\xi_{H_2}}{\xi_{CO}}$.

Ei au stabilit că în condiţiile din furnal valoarea acestui raport se poate lua egală cu unitatea, fără a se comite o eroare prea mare. În acest caz, cantitatea de bioxid de carbon şi de vapori de apă care se formează în urma reacţiilor de reducere indirectă se calculează prin rezolvarea următorului sistem de ecuaţii :

$$\frac{H_2O_i}{CO_{2i}} = \frac{C_c\, v_{H_2}\, \xi_{H_2}}{C_c\, v_{CO}\, \xi_{CO}} = \frac{v_{H_2}}{v_{Co}}\,\zeta\,; \qquad (23)$$

$$O_i = O_r - \frac{4}{3} C_d\,; \qquad (24)$$

$$H_2O_i + CO_{2i} = \frac{22,4}{32} O_i = 1,4\left(O_r - \frac{4}{3} C_d\right); \qquad (25)$$

$$\zeta = 1 \qquad (26)$$

$$H_2O_i = \frac{1,4(O_2 \frac{4}{3} C_d)}{1 + \frac{v_{CO}}{v_{H_2}}}\,; \qquad (27)$$

$$CO_{2i} = 1,4\left(O_r - \frac{4}{3} C_d\right)\left(1 - \frac{1}{1 + \frac{v_{CO}}{v_{H_2}}}\right); \qquad (28)$$

în care : H_2O_i şi CO_{2i} reprezintă cantităţile de H_2O şi CO_2 formate la reducerea indirectă, m^3/kg fontă ; C_c — cantitatea de carbon din cocs arsă în faţa gurilor de vînt, kg/kg fontă ; O_r — cantitatea totală de oxigen ce trebuie eliminată prin reacţiile de reducere din încărcătură, kg/kg fontă ; O_i — cantitatea de oxigen din încărcătură ce se elimină prin reacţiile de reducere indirectă, kg/kg fontă ; C_d — cantitatea de carbon ce participă la reacţiile de reducere directă, kg/kg fontă.

$$C_d = C_{d_{elem}} + \frac{12}{56} \cdot r_d\, Fe_o\,, \qquad (29)$$

în care : $C_{d_{elem}}$ este consumul de carbon pentru reducerea directă a altor elemente în afară de fier, kg/kg fontă ; r_d — gradul de reducere directă ; Fe_0 — cantitatea totală de fier redus, kg/kg fontă.

Consumul specific de cocs se calculează folosind metoda lui A. N. Ramm, care a arătat că bilanţul termic al furnalului poate fi prezentat sub forma unei ecuaţii prin rezolvarea căreia, în legătură cu consumul de căldură, se poate obţine o formulă generalizată pentru consumul de cocs.

Ecuaţia este următoarea :

$$k[(q_c - Z)\,C_k - Q_s] + q_{ci} C_i - (q_c - q_{cd})C_d - \\ - q_c C_f - Q_u = 0, \qquad (30)$$

în care : k este consumul de cocs uscat, kg/kg fontă ; q_c — cantitatea de căldură cedată de carbonul din cocs ce arde la gurile de vînt, kcal/kg C ; q_{ci} — cantitatea de căldură cedată de carbonul din cocs care participă la reacţiile de reducere indirectă, kcal/kg C ; q_{cd} — cantitatea de căldură cedată de carbonul consumat pentru reacţiile de reducere directă, kcal/kg C ; Z — cantitatea de căldură pierdută în exterior, kcal/kg C ; C_k — carbonul fix în cocsul uscat, kg/kg cocs ; Q_s — consumul de căldură pentru zgurificarea cenuşei şi a sulfului din cocs, kcal/kg cocs ; C_i — cantitatea de carbon care a luat parte la reacţiile de reducere indicată, kg/kg fontă ; C_d — consumul de carbon pentru reducerea directă, kg/kg fontă ; C_f — cantitatea de carbon ce trece în fontă, kg/kg fontă ; Q_u — consumul util de căldură, kcal/kg fontă, care se compune din : căldura de disociere a oxizilor ; căldura de disociere a compuşilor sulfuroşi ; căldura de disociere a carbonaţilor ; căldura de evaporare a apei din încărcătură (umiditate şi hidraţi) ; conţinutul de căldură al fontei şi zgurei obţinute din partea de minereu a şarjei scăzînd căldura de formare a zgurei ; cantitatea de căldură necesară pentru încălzirea gazelor, care nu sînt produse de arderea carbonului în furnal, pînă la temperatura de la gura furnalului.

C_i se poate exprima prin relaţia :

$$C_i = \frac{3}{4} O_r - C_d\,. \qquad (31)$$

Înlocuind valoarea lui C_i din (30) în relaţia (29) şi rezolvînd în raport cu k se obţine :

$$k = \frac{Q_u - 0,75\, q_{ci}\;\; O_r + (q_c + q_{ci} - q_{c_d}) \cdot C_d + q_c \cdot C_f}{(q_c - Z) \cdot C_k - Q_s}\,. \qquad (32)$$

Căldura cedată de carbonul ars la gurile de vînt, cînd se utilizează şi gaz metan se exprimă cu ajutorul relaţiei :

$$q_c = 2\,340 + 396\, u + a + ua' - (v_g + mv'_g)c_0 t_g, \qquad (33)$$

în care : 2 340 este cantitatea de căldură degajată la arderea carbonului din cocs la oxid de carbon, kcal/kg C ; 396 — cantitatea de căldură degajată la arderea gazului metan la oxid de carbon și hidrogen, kcal/m³; u — cantitatea de gaz metan introdusă în furnal, m³/kg C ars în fața gurilor de vînt; a — cantitatea de căldură adusă de aerul insuflat pentru arderea unui kilogram de carbon în fața gurilor de vînt, din care se scade cantitatea de căldură consumată pentru disocierea vaporilor de apă, kcal/kg C; a' — cantitatea de căldură adusă de aerul insuflat pentru arderea unui m³ de gaz metan în fața gurilor de vînt, kcal/m³; v_g — volumul gazelor rezultate din 1 kg cocs ars la gurile de vînt m³/kg C; v_g' — volumul gazelor rezultate din arderea unui m³ de gaz metan la gurile de vînt, m³/m³; C_0 — căldura specifică a gazelor biatomice kcal/m³ grad; t_g — temperatura gazului la gura furnalului, °C.

Cantitatea de căldură degajată la reducerea directă (q_{cd}) se exprimă cu ajutorul relației:

$$q_{cd} = 2\,340 - 1{,}867\; c_0\, t_g \qquad (34)$$

Cantitatea de căldură degajată la reducerea indirectă (q_{ci}) se calculează luînd în considerare atît acțiunea hidrogenului, cît și aceea a oxidului de carbon, raportate la 1 kg carbon ars la gurile de vînt. Cantitățile de hidrogen și de oxid de carbon care iau parte la reacțiile de reducere indirectă a oxizilor de fier se exprimă tot prin relațiile (27) și (28).

Deci q_{ci} se poate exprima prin relația:

$$q_{ci} = 3\,022 \times 1{,}4\left(\mathrm{O}_r \frac{4}{3}\,\mathrm{C}_d\right)\left(1 - \frac{1}{1+r}\right) -$$

$$-1{,}4\left(\mathrm{O}_r - \frac{4}{3}\,\mathrm{C}_d\right)\left(1 - \frac{1}{1+r}\right)(c_{\mathrm{CO}_2} - c_0)\, t_g +$$

$$+ \frac{2\,580 \times 1{,}4\left(\vec{\mathrm{O}}_r - \frac{4}{3}\,\mathrm{C}_d\right)}{1+r} -$$

$$- \frac{1{,}4\left(\mathrm{O}_r - \frac{4}{3}\,\mathrm{C}_d\right)(c_{\mathrm{H_2O}} - c_0)}{1+r}, \text{ kcal/kg fontă.}$$

Se împarte expresia de mai sus la $\frac{3}{4}\left(\mathrm{O}_r \frac{4}{3}\,\mathrm{C}_d\right)$ kg C/kg fontă și se obține valoarea lui q_{ci} exprimată în kcal/kg C.

$$q_{ci} = 5\,640 - 1{,}867\,(c_{\mathrm{CO}_2} - c)\, t_g -$$

$$- \frac{824 - 1{,}867\,(c_{\mathrm{CO}_2} - c_{\mathrm{H_2O}})\, t_g}{1+r} \qquad (35)$$

în care: r este raportul $\frac{v\mathrm{CO}}{c\mathrm{H}_2}$; c_{CO_2}, $c_{\mathrm{H_2O}}$ este căldura specifică a bioxidului de carbon și a vaporilor de apă, kcal/m³ grad.

Efectuînd înlocuirile respective în expresiile (33), (34) și (35) se obțin valorile lui q_c, q_{cd}, și q_{ci} care sînt arătate în diagramele din figurile 11, 12 și 13.

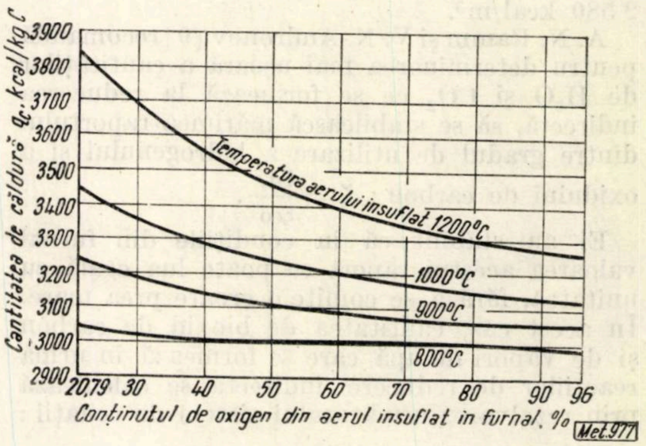


Fig. 11. Cantitatea de căldură cedată de 1 kg carbon din cocs ars în fața gurilor de vînt cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

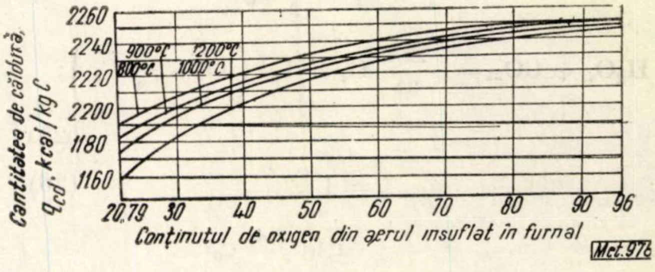


Fig. 12. Cantitatea de căldură cedată de 1 kg carbon din cocs ce participă la reacțiile de reducere directă în furnal cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

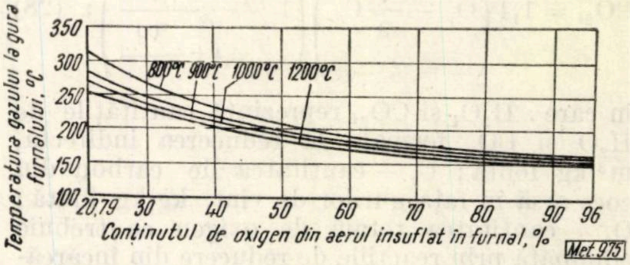


Fig. 13. Cantitatea de căldură cedată de 1 kg carbon ce participă la reacțiile de reducere indirectă în furnal, cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

Pentru calculul consumului specific de cocs și al productivității furnalului și pentru studierea aspectului economic al problemei producerii fontei de afinare considerăm următoarele date concrete: cantitatea de oxigen ce trebuie redusă $O_2 = 398$ kg/t fontă; compoziția chimică a fontei: Si = 0,8%; Mn = 1,5%; S = 0,05%; C = 3,80%; (Fe + P) = 93,85%; consumul util de căldură $Q_u = 2\,416{,}1$ kcal/kg fontă; consumul de căldură pentru a zgurifica cenușa și sulful din cocs : $Q_s = 236{,}3$ kcal/kg cocs ; conținutul de carbon al cocsului $C_k = 82{,}0\%$.

Efectuînd înlocuirile necesare în relația (29) se obține cantitatea de carbon care participă la reacțiile de reducere directă. Rezultatele calculelor efectuate sînt trecute în diagramele din figura 14.

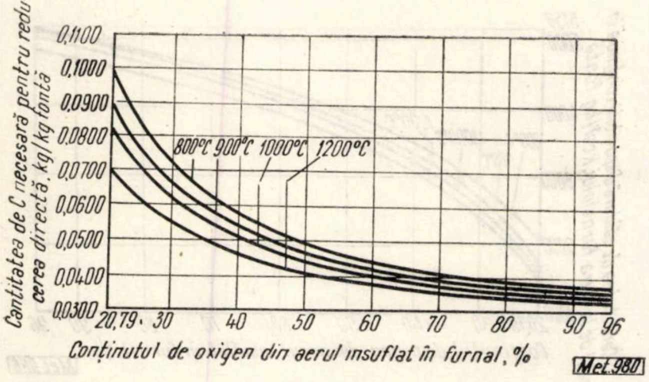


Fig. 14. Cantitatea de carbon necesară pentru reducerea directă în cazul cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

Introducînd toate datele obținute în relația (32) se calculează consumul specific de cocs. Rezultatele calculelor efectuate sînt arătate în tabela 8, precum și în diagramele din figura 15.

Tabela 8

Consumul specific de cocs (0 % apă) necesar pentru fabricarea fontei atunci cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen, kg/kg fontă.

Temperatura aerului, °C	Conținutul de oxigen din aerul insuflat în furnal, %							
	20,79	25,0	30,0	40,0	50,0	60,0	80,0	96,0
800	0,750	0,706	0,674	0,635	0,617	0,604	0,590	0,585
900	0,689	0,656	0,632	0,604	0,592	0,586	0,576	0,571
1 000	0,636	0,611	0,591	0,572	0,567	0,562	0,560	0,558
1 200	0,553	0,538	0,533	0,525	0,526	0,526	0,530	0,538

Din tabela 8 și diagramele din figura 15 se observă că pe măsură ce crește temperatura aerului insuflat sau conținutul său în oxigen, consumul specific de cocs scade. De asemenea, se constată că pe măsură ce crește temperatura aerului suflat în furnal, scade economia la consumul specific de cocs ce s-ar obține în cazul funcționării furnalului cu gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen față de funcționarea lui cu gaz metan și aer obținut. De aici rezultă că încălzirea aerului joacă un rol important în ceea ce privește economia de cocs la fabricarea fontei în furnal.

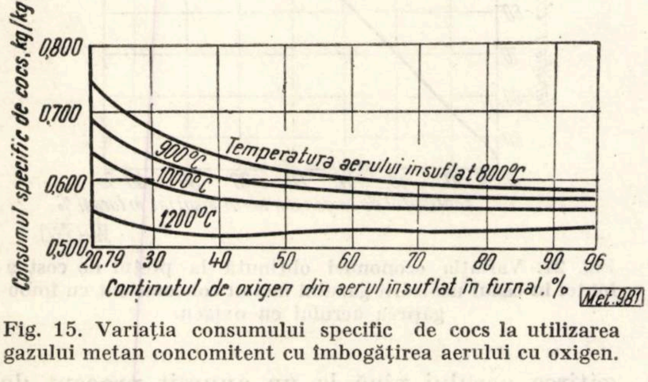


Fig. 15. Variația consumului specific de cocs la utilizarea gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen.

Cunoscînd intensitatea de ardere și consumul specific de cocs se poate determina productivitatea furnalului cu ajutorul expresiei : $pf = \frac{i}{k}$

în care : pf este productivitatea furnalului, t/m^3 zi ; i — intensitatea de ardere, t cocs/m^3 zi ; k — consumul specific de cocs, t cocs/t fontă.

Curbele din figura 16 arată variația productivității furnalului atunci cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen. Se observă că pe măsură ce crește temperatura aerului suflat sau conținutul său în oxigen, crește și productivitatea furnalului.

În diagramele din figurile 17, 18, 19 și 20 sînt arătate cantitatea gazului de furnal rezultat, m^3/kg fontă ; cantitatea de căldură conținută în gazul de furnal ; cantitatea de căldură necesară pentru încălzirea aerului suflat în furnal și cantitatea de căldură disponibilă în gazul de furnal, după ce s-a scăzut căldura necesară pentru încălzirea aerului în caupere.

Toate cantitățile de căldură sînt raportate la 1 kg fontă. Randamentul cauperului s-a considerat egal cu 75%.

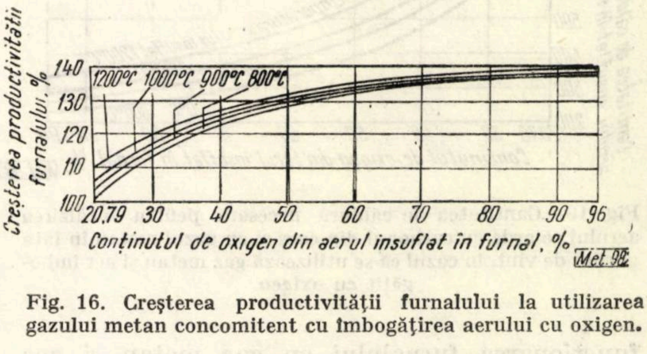


Fig. 16. Creșterea productivității furnalului la utilizarea gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen.

În vederea determinării influenței economice a utilizării în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen, s-au comparat consumurile de materiale pentru unitatea de fontă și variația productivității furnalului la funcționarea lui cu gaz metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen, față de funcționarea furnalului cu gaz metan și aer obișnuit încălzit la 800°C (mers de referințe). S-au comparat numai elementele ce diferă, iar cheltuelile de transformare s-au considerat că variază invers proporțional cu productivitatea furnalului.

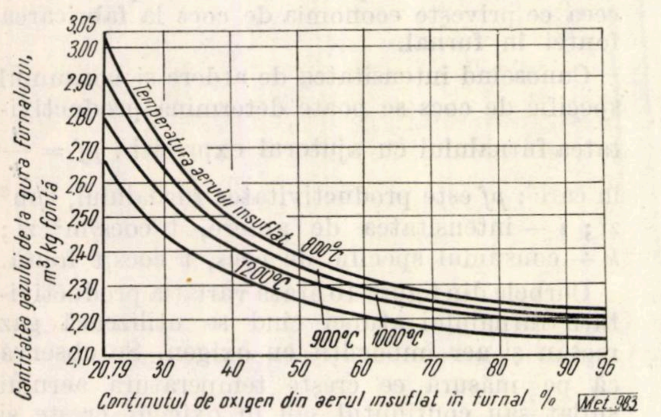


Fig. 17. Cantitatea de gaz rezultat din furnal la folosirea gazului metan și a aerului îmbogățit cu oxigen.

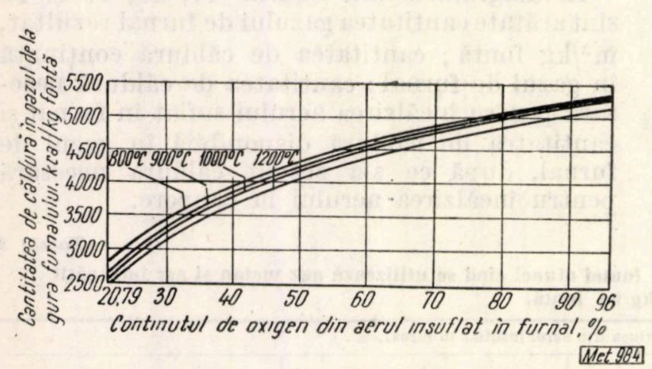


Fig. 18. Cantitatea de căldură conținută în gazul de la gura furnalului în cazul folosirii gazului metan și a aerului îmbogățit cu oxigen.

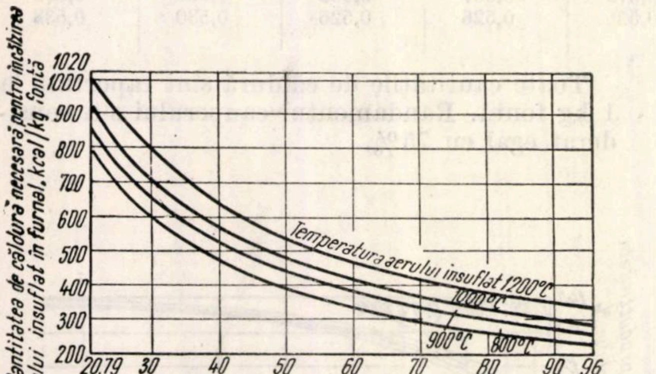


Fig. 19. Cantitatea de căldură necesară pentru încălzirea aerului ce arde cu carbonul din cocs și cu gazul metan în fața gurilor de vînt, în cazul că se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

În calcule, s-au luat în considerare următoarele prețuri : cocs uscat (0% apă) = 480 lei/t ; aer suflat = 9,1 lei/1 000 m³ ; gaz metan = = 115 lei/1 000 m³ ; cheltuieli de transformare (mers de referință) = 161,2 lei/t fontă ; oxigen = = 250 lei/1 000 m³ ; gazul de furnal = 0,013 lei/1 000 kcal.

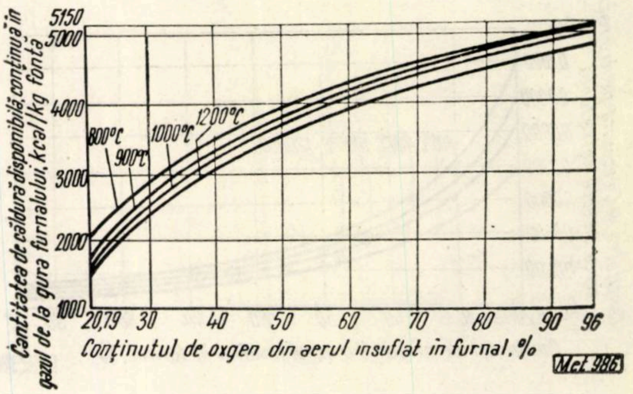


Fig. 20. Cantitatea de căldură disponibilă, conținută în gazul de la gura furnalului, în cazul că se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

Curbele din figura 21 arată cum se modifică prețul de cost al fontei cînd se utilizează gaz metan și aer îmbogățit cu oxigen.

Din studierea curbelor din figura 21 se observă că la temperatura aerului de 800°C și 900°C prin utilizarea gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului pînă la un anumit procent de oxigen, se obține o economie la prețul de cost al fontei, în raport cu fonta fabricată la funcționarea furnalului cu aer obișnuit încălzit la 800°C

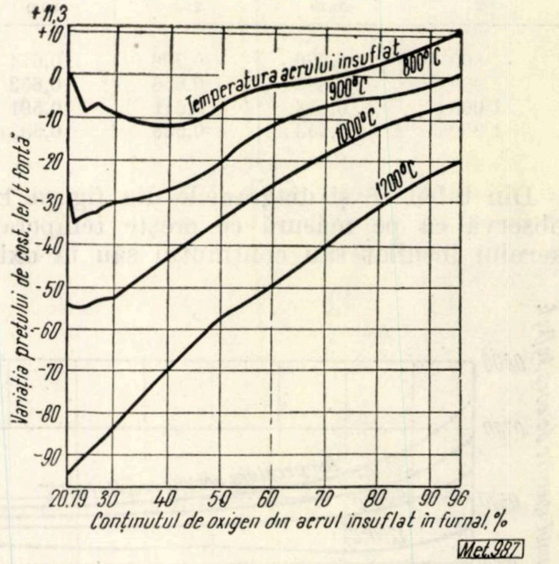


Fig. 21. Variația economiei obținută la prețul de cost a fontei în cazul utilizării gazului metan concomitent cu îmbogățirea aerului cu oxigen.

şi utilizarea de gaz metan. Dacă se depăşeşte acest procent de oxigen, fonta începe să devină mai scumpă.

În cazul că se compară însă preţul de cost al fontei produse prin utilizarea de gaz metan, concomitent cu îmbogăţirea aerului cu oxigen, cu fonta obţinută în furnal folosind aer obişnuit cu gaz metan, aerul fiind încălzit la aceeaşi temperatură ca şi aerul îmbogăţit cu oxigen, se observă că la o încălzire a aerului la 900°C, începînd de la circa 30% oxigen în aer, fonta produsă în furnalul ce utilizează gaz metan şi aer îmbogăţit cu oxigen este mai scumpă decît fonta obţinută în furnalul ce utilizează gaz metan cu aer obişnuit, iar la temperatura aerului de 1 000°C, acest lucru se întîmplă de la un conţinut de circa 26% oxigen în aer.

La o încălzire a aerului la 1 200°C, la orice procent de oxigen în aerul îmbogăţit, fonta produsă este mai scumpă decît aceea care se obţine în cazul că se foloseşte aer obişnuit şi gaz metan.

Concluzii. 1. Este posibil să se utilizeze la fabricarea fontei în furnal gaz metan concomitent cu aer îmbogăţit cu oxigen. Cantitatea de gaz metan ce poate fi introdusă în furnal este în funcţie de conţinutul de oxigen în aer precum şi de temperatura de încălzire a aerului.

2. Prin introducerea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogăţirea aerului cu oxigen se schimbă toţi parametrii de funcţionare ai furnalului :

a) intensitatea de ardere creşte pe măsură ce se măreşte conţinutul de oxigen din aer, temperatura de încălzire a aerului fiind constantă, şi scade atunci cînd conţinutul de oxigen în aer este menţinut constant, crescînd numai temperatura de încălzire a aerului ;

b) pierderile exterioare de căldură scad puţin pe măsură ce creşte conţinutul de oxigen în aer, atunci cînd temperatura aerului se menţine constantă, şi cresc pe măsură ce se măreşte temperatura aerului, conţinutul său în oxigen fiind menţinut constant ;

c) temperatura gazelor de la gura furnalului scade puţin pe măsură ce creşte conţinutul de oxigen în aer şi creşte odată cu ridicarea temperaturii lui ;

d) indicele de reducere ridicat scade pe măsură ce creşte temperatura aerului suflat sau conţinutul său în oxigen.

3. Prin introducerea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogăţirea aerului cu oxigen, consumul specific de cocs scade pe măsură ce creşte temperatura aerului sau conţinutul său în oxigen.

4. Pe măsură ce creşte temperatura aerului sau conţinutul său în oxigen creşte şi productivitatea furnalului.

5. Odată cu creşterea temperaturii aerului sau a conţinutului său în oxigen creşte şi cantitatea de căldură disponibilă în gazele de la gura furnalului.

În ceea ce priveşte efectul economic obţinut prin utilizarea gazului metan concomitent cu îmbogăţirea aerului în oxigen la fabricarea fontei se desprind următoarele : dacă se foloseşte aer încălzit la 800°C, la un conţinut al său în oxigen de 40%, s-ar obţine economia necesară la preţul de cost al fontei şi anume : 11 lei/t fontă, faţă de mersul de referinţă. La un conţinut de oxigen al aerului mai mare, economia scade, iar cu începere de la circa 70% O_2 în aer, fonta produsă ar fi mai scumpă. În cazul cînd se foloseşte aer încălzit la 900°C, 1 000°C sau 1 200°C, la orice procent de oxigen în aer, se obţine o reducere a preţului de cost al fontei faţă de mersul de referinţă. Totuşi, prin introducerea de gaz metan în furnal, în cazul încălzirii aerului la o temperatură de 900°C, începînd de la un conţinut de oxigen în aer de 40%, fonta rezultată este mai scumpă decît fonta obţinută în acelaşi furnal care utilizează gaz metan şi aer obişnuit încălzit la aceeaşi temperatură de 900°C. La temperatura de încălzire a aerului de 1 000°C, scumpirea fontei are loc de la un conţinut de oxigen de 30% în aerul suflat.

6. În situaţia actuală în R.P.R. din cauza preţului ridicat al oxigenului, este mai rentabil ca furnalele noastre să lucreze cu gaz metan şi aer obişnuit încălzit la 1 000—1 200°C. În viitor, cînd oxigenul va putea fi produs la un preţ de cost de circa 0,15 lei/m³ va fi mai economică fabricarea fontei în furnal, utilizînd gaz metan concomitent cu îmbogăţirea aerului cu oxigen faţă de funcţionarea furnalului cu gaz metan şi aer obişnuit încălzit la aceeaşi temperatură.

BIBLIOGRAFIE

[1]. **Avram Cezar.** *Utilizarea păcurii sau a gazului metan în furnal.* În- Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 1, 1961. [2]. **Potecher, L.** *Funcţionarea furnalelor cu suflare de* O–CO–CO_2. În : Revue de Metallurgie, 49, 1952. [3]. **Reick, O. J., Brassert, E. I.** *Insuflarea în furnal a gazului natural sau a combustibilului lichid pregătit cu oxigen.* În : Iron and Steel Engineer, Decembrie, 1952. [4]. **Locksin, M. E., Boris, P. I.** *Intensificarea mersului furnalului prin modificarea compoziţiei aerului suflat.* În : Stal, nr. 5, 1958. [5]. **Sapovalov, A. M.** *Asupra insuflării gazelor reducătoare în creuzetul furnalului*, În : Stal, nr. 5, 1958. [6]. **Bell, B. H., Taylor, J.** *Adaosuri la combustibili şi modificări de vînt în furnalele înalte.* În : Journal of the Iron and Steel Institute, noiembrie, 1961. [7]. **Ramm, N. A.** *Folosirea vîntului combinat la furnale.* Analele Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S. Moscova 1958. [8]. **Braghin, T. V.** *Bazele teoretice ale utilizării oxigenului în procesul din furnale. Folosirea oxigenului la întreprinderile metalurgice din Ural-Svedlovsc*, 1960. [9]. **Ramm, N. A., Andronov, N. V.** *Participarea hidrogenului la procesele de reducere la topirea în furnal.* Lucrările Institutului politehnic din Leningrad, nr.212, Moscova, 1960. [10]. **Rostovţiev, T. S.** *Teoria proceselor metalurgice.* Moscova, Metalurghizdat, 1956. [11]. **Kubashewscky, O., Evans, L. E.**, *Termodinamica metalurgică.* Londra, 1950. [12]. **Pavlov A. M.** *Metalurgia fontei.* Moscova Metalurghizdat, 1952.

CZ 669.35(′)6(′)4 : 621.741.56

Contribuții la elaborarea și turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb

Ing. PETRE MARCU, ing. ELENA RĂDULESCU și ing. BARTOLOMEU VASILESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Turațiile mari și presiunile specifice ridicate pe lagăre la agregatele moderne ridică problema unor materiale de antifricțiune cu durată mare în exploatare, în locul vechilor aliaje de tip Babbit, folosindu-se din ce în ce mai mult bronzurile cu plumb, cu sau fără adaosuri de staniu. S-au studiat în acest scop în faza laborator parametrii de elaborare și turnare a bronzului de tipul Cu—Sn_9—Pb_9. Obiectivul principal al încercărilor a fost stabilirea condițiilor optime de degazare și dezoxidare a băii de metal topit, precum și obținerea unor piese turnate cu o repartiție fină și omogenă a plumbului în masa materialului de bază, urmărindu-se eliminarea greutăților tehnologice legate de absorbția de gaze și de segregație.

Din diagrama de echilibru Cu—Pb din figura 1 rezultă nemiscibilitatea acestor două metale în stare solidă, plumbul separîndu-se sub formă de aglomerații, uniform sau neuniform repartizate în masa de cupru. În stare lichidă, miscibilitatea este asigurată numai pînă la 36% plumb în cupru, cînd se formează o soluție solidă omogenă.

Conform diagramei de echilibru ternare, redată în figura 2, în cazul aliajului Cu 82%, Sn 9%, Pb 9%, începînd de la temperatura de turnare de 1 180°C și pînă la temperatura de circa 1 000°C, aliajul rămîne o topitură omogenă de cupru — staniu — plumb.

De la această temperatură (1 000°C), care reprezintă începutul solidificării, încep să se separe din lichid primele cristale de soluție solidă alfa pe bază de cupru cu 1—2% Sn.

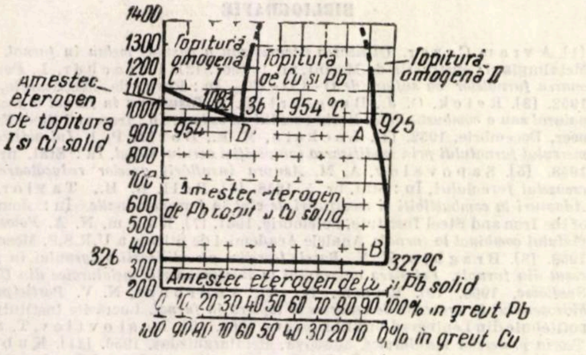


Fig. 1.

Primele cristale alfa cresc sub formă dendritică cu depunerea neîntreruptă a staniului.

La un aliaj similar s-a constatat de către L. Ekbonn [2] că topitura se îmbogățește în staniu și plumb pînă în momentul în care nu se obține un sistem bifazic (care conține circa 73% fază solidă). Datorită segregației, faza lichidă rămasă, bogată în staniu și plumb, începe să se transforme monotectic în cristale de alfa și în lichid bogat în plumb, acesta din urmă conținînd cantități reduse de cupru și staniu. Separarea monotectică a fazelor cu plumb începe la circa 900°C și continuă pînă la circa 770°C. Cu această ocazie continuă creșterea concomitentă a cristalelor alfa.

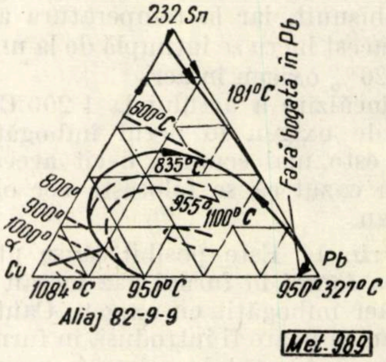


Fig. 2.

În sfîrșit, la temperatura de aproximativ 770°C solidificarea monotectică se termină cu formarea fazei beta metastabile, din care, prin transformare lentă în stare solidă, rezultă compusul $Cu_{31}Sn_8$.

La temperatura de 326°C, în final, se solidifică și faza bogată în plumb. În realitate, solidificarea fazei bogate în plumb se face la temperatura de circa 300°C, care reprezintă temperatura de solidificare a plumbului, în care s-a dizolvat o cantitate foarte mică de staniu.

Din cauza greutății specifice mai mici a masei de bază formată din cristalele soluției solide alfa, față de aceea a lichidului rămas la o solidificare lentă, în intervalul de temperatură de peste 600°C, se produce o segregație importantă. La temperaturi sub 326°C, soluția solidă alfa de cupru și plumbul sînt complet nemiscibile în stare solidă, fapt ce se poate constata cu ușurință la analiza metalografică.

Mărimea și forma particulelor de soluție solidă alfa și de plumb depind de viteza de răcire. La o solidificare înceată, plumbul în stare semilichidă are destul timp să formeze particule mari și aglomerări. Dacă solidificarea se face însă cu viteză mare, repartiția plumbului este fină, globulară și uniform dispersată, asigurînd lagărelor în exploatare calități superioare de ungere și alunecare. Aceste proprietăți se îmbină cu o rezistență bună la oboseală pe care o conferă soluția solidă de bază alfa în bronzul studiat. În afară de viteza mare de răcire la solidificare, în vederea obținerii unei repartiții uniforme și fine a plumbului, s-a intervenit la alierea cu plumb, în faza de elaborare, cu folosirea prealiajului Cu—Pb.

Lucrările experimentale. Compoziția chimică și proprietățile mecanice ale bronzului cercetat sînt date în tabela 1, iar puritatea metalelor folosite este dată în tabela 2.

Tabela 1

Compoziția de bază, %				Total impurități maxime, %	Proprietăți mecanice minime		
Sn	Pb	P	Cu		σ_r kgf/mm²	δ_5 %	HB kgf/mm²
8—10	8—10	maximum 0,3	rest	0,80 (din care Fe maximum 0,025 %)	22	6	60

Tabela 2

Calitatea metalului folosit	Conținutul în metal pur, %				
	Cu	Pb AC	Sn	Cupru fosforos	
				P	Cu
I	99,95	99,99	99,90	13±1	87±1
II	99,90	99,98	99,56	11±1	89±1

Pentru protecție s-a folosit mangal de bocșe.

Din încercările făcute pentru stabilirea influenței procentului de fosfor din aliaj asupra proprietăților sale mecanice, a rezultat că conținutul favorabil de fosfor este cuprins între 0,1—0,2% din greutatea încărcăturii, valoarea optimă fiind 0,15%. Se menționează că puritatea cuprului fosforos întrebuințat, CuP_{13} și CuP_{11}, a corespuns STAS 2270-51. Utilajele de elaborare folosite au fost cuptoarele cu creuzet de grafit încălzite cu gaz și scule de oțel protejate.

La unele șarje, ca degazant s-a utilizat azot bine uscat. Degazarea cu azot s-a executat barbotînd lent baia de metal topit cu un curent de gaz sub formă de bule mici, timp de 5—8 min, temperatura topiturii fiind de 1 200°C, dar s-a renunțat la metodă, efectele fiind neînsemnate.

Elaborarea a avut două faze distincte. În prima fază, obiectivul lucrărilor a fost stabilirea compoziției chimice a prealiajului Cu—Pb care să asigure dozarea cît mai exactă a elementelor din bronz, rapiditatea elaborării și repartizarea uniformă a plumbului în masa de bază. Încercările efectuate au condus la alegerea prealiajului cu circa 30% Pb. În figura 3 se prezintă microfotografia prealiajului $Cu-Pb_{30}$, în care se observă aglomerări și o repartiție neuniformă a plumbului.

Etapa a doua a lucrărilor s-a axat pe elaborarea și turnarea bronzului. Compoziția chimică introdusă în calculul șarjelor a fost următoarea : Pb 9%, Sn 9%, P 0,15%, rest Cu. S-au folosit și deșeuri proprii de compoziție corespunzătoare în procent de 100%, materialul fiind integral recuperabil.

Operația de elaborare a decurs astfel : s-a topit la circa 1 200°C întreaga cantitate de cupru sub strat protector de mangal și s-a dezoxidat baia cu un sfert din cantitatea de cupru fosforos prevăzută ; întreaga cantitate de prealiaj $Cu-Pb_{30}$ s-a introdus apoi în porțiuni, după ce în prealabil a fost debitat în bucăți mici și preîncălzit. După fiecare adăugare de material s-a amestecat bine baia. La terminarea topirii prealiajului s-a făcut o nouă dezoxidare cu o cantitate de cupru fosforos egală cu un sfert din totalul necesar și s-a scos zgura. În continuare, s-a introdus întreaga cantitate de staniu și în final s-a efectuat dezoxidarea cu restul de cupru fosforos. După o ușoară supraîncălzire la 1280 °C s-a amestecat energic, s-a îndepărtat zgura și s-a executat turnarea la o temperatură de circa 1 180°C.

Studierea segregațiilor plumbului în bronz a făcut obiectul a numeroase cercetări. În cadrul încercărilor pentru eliminarea segregațiilor s-au făcut turnări în cochile obișnuite cu pereți groși și subțiri, simple sau cu miez de grafit și încălzite, unele la circa 200°C, altele la circa 600°C și în cochile răcite cu apă. Aceste cochile erau încălzite inițial la circa 50°C, iar după turnarea materialului s-a făcut în unele

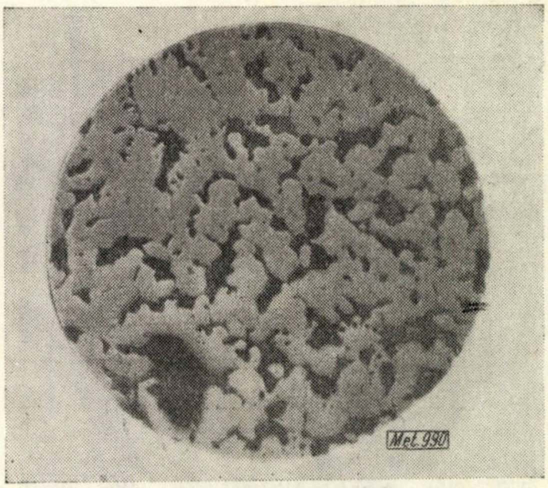


Fig. 3. Prealiaj $Cu-Pb_{30}$; × 100, fără atac.

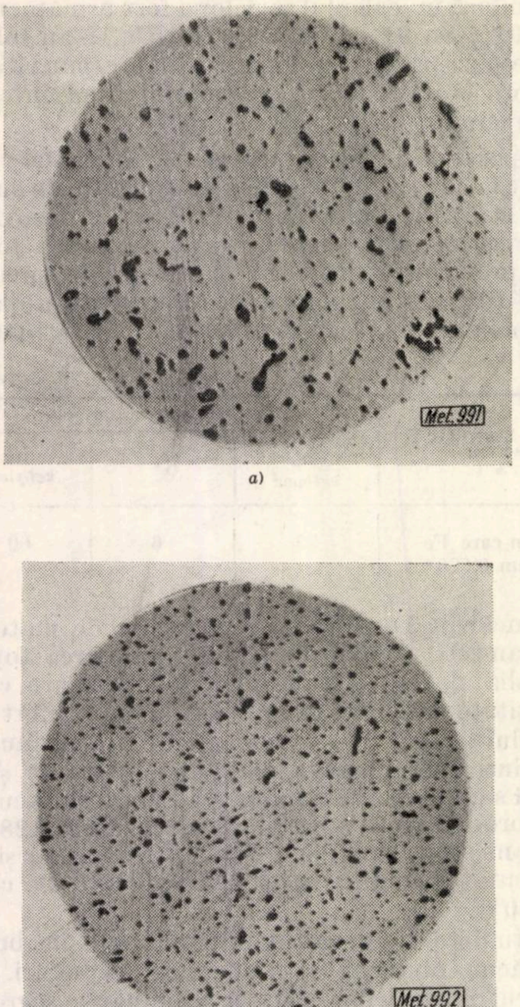

Met. 991
a)
Met. 992
b)
Met. 993
c)

Fig. 4. Bronz turnat în cochilă cu miez de grafit; × 100, fără atac:

a — eşantion de lîngă retasură; b — eşantion de la partea inferioară a barei; c — eşantion de la mijlocul barei.

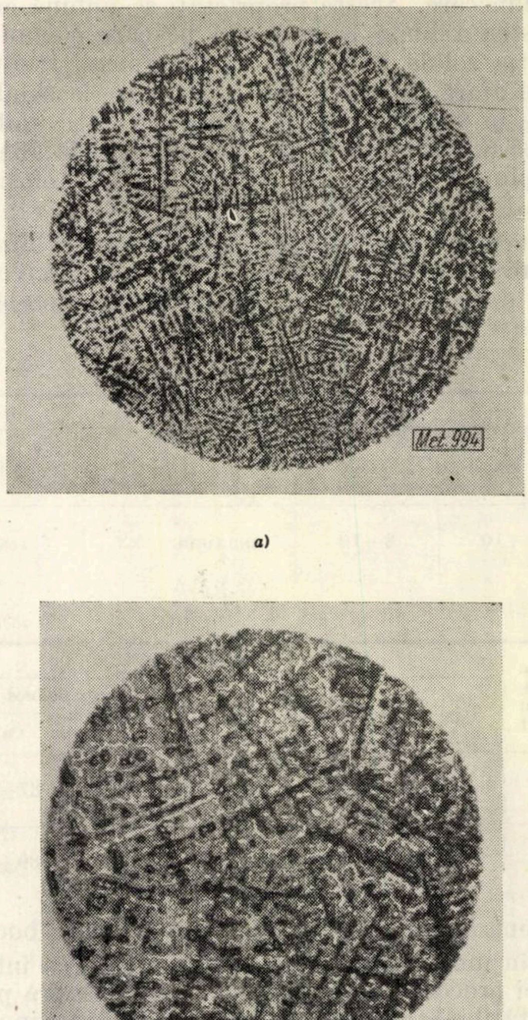

Met. 994
a)
Met. 995
b)
Met. 996
c)

Fig. 5. Bronz turnat; × 100, atacat cu clorură cuprică amoniacală + 10% clorură ferică:

a — dendrite de soluţie solidă alfa; b — dendrite de soluţie solidă alfa + $Cu_{31}Sn_8$; c — dendrite de soluţie solidă alfa + $Cu_{31}Sn_8$ + particule de Pb.

cazuri o răcire energică cu apă. Barele turnate au avut diametre de 50—65 mm și lungimi de 200—300 mm. Rezultatele acestor încercări au arătat că cea mai bună soluție este turnarea în cochile simple de oțel cu pereți subțiri (cu sau fără grafit), care înainte de turnare sînt încălzite la circa 600°C și care sînt apoi supuse unei răciri rapide în apă (imediat după solidificarea completă în cochile).

Elaborarea și turnarea necesită o atenție deosebită deoarece obținerea unor bare de calitate este condiționată de respectarea întocmai a parametrilor amintiți și în special de felul cum se execută și se pregătesc cochilele pentru turnare.

Cît privește turnarea centrifugală, posibilitățile de experimentare nu au putut duce la rezultate concludente. Calitativ, barele turnate s-au verificat metalografic, chimic, din punct de vedere al aspectului și al proprietăților mecanice. Decojirea barelor a permis să se constate prezența sau absența porozităților. Studiul macro și microscopic a indicat modul de repartiție a plumbului și mărimea particulelor.

În figura 4 se arată structura unei bare neatacate, probele fiind luate de lîngă retasură, la mijlocul și la partea de jos a ei. Se constată că materialul care a dat rezultate necorespunzătoare la proba de banc are aglomerări de plumb repartizate neuniform, în timp ce la materialul corespunzător plumbul este uniform difuzat în particule mici.

După atac cu soluție cuprică amoniacală și clorură ferică 10%, materialul prezintă dendrite de soluție solidă alfa de staniu în cupru, cristale de compus $Cu_{31}Sn_8$ și particule fine de plumb (fig. 5).

Compoziția chimică și proprietățile mecanice ale cîtorva șarje elaborate sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Șarje nr.	Compoziția chimică, %					Proprietăți mecanice		
	Sn	Pb	P	Fe	Cu	σ_r kgf/mm^2	δ_5 %	HB kgf/mm^2 10/1 000/30
108	8,55	9,40	0,10	0,010	rest	27,3	9,0	82,0
110	8,45	9,20	0,14	0,008	rest	26,9	8,0	80,8
111	8,90	9,10	0,12	0,010	rest	26,4	10,0	78,8
114	8,88	9,00	0,15	0,004	rest	26,6	9,0	80,2
115	8,78	9,25	0,15	0,010	rest	24,8	8,4	82,0
116	8,94	9,09	0,14	0,020	rest	25,9	10,0	83,2

În ceea ce privește comportarea în condiții de folosire practică a materialului se menționează că șarjele 108, 110, 111, 114 au dat rezultate corespunzătoare și au fost utilizate în exploatare. Încercarea materialelor la proba de banc s-a făcut timp de 5 h și 35 min în condițiile : $n = 530$; 1 330 ; 2 500 rot/min ; presiunea de lucru, $P = 50$; 100 ; 150 și 170 kgf/cm^2.

Concluzii. Rezultatele încercărilor au arătat următoarele :

— necesitatea folosirii unor materii prime tehnic pure și a deșeurilor corect selecționate (retasuri, șarje rebutate și piese scoase din uz etc.) ;

— alierea cu plumb să se facă prin intermediul prealiajului $Cu-Pb_{30}$, care s-a dovedit eficace ;

— pentru obținerea unui material de calitate, după metoda alierii directe (fără prealiaj), se recomandă retopirea bronzului lingotat, soluție care contribuie în mare măsură și la eliminarea porozităților ;

— supraîncălzirea ușoară a topiturii la circa 1 280°C, înainte de ultima amestecare și scoatere a zgurei, a asigurat o miscibilitate mai bună a plumbului în lichidul $Cu-Sn$ și s-a aplicat la toate șarjele cu rezultate optime ;

— în ceea ce privește turnarea, în vederea obținerii de bare compacte și cu o repartiție cît mai uniformă și fină a constituienților în bronzul studiat, cele mai bune rezultate s-au obținut prin turnarea în cochile metalice cu pereți subțiri și foarte bine încălzite (circa 600°C), urmată de o răcire rapidă în apă. Din faza de control a bronzului cercetat a mai rezultat că pentru obținerea unui material corespunzător nu este suficientă respectarea compoziției chimice și a proprietăților mecanice prescrise ; a intervenit un factor nou, care trebuie respectat, și anume : controlul metalografic al barelor turnate, pentru punerea în evidență a repartiției grăunților de plumb. Luarea probelor trebuie făcută de la bază și din centrul barei după eliminarea retasurei. Este evident că acest control are prioritate la piesele cu răspundere mare în timpul funcționării.

Parametrii tehnologici stabiliți asupra acestui tip de bronz, chiar în faza de laborator, au permis obținerea unui material corespunzător cerințelor (viteză și presiune mare) și a fost utilizat în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Milițin, K. V.** ș.a. *Topirea și turnarea metalelor și aliajelor neferoase.* București, Editura Tehnică, 1957. [2] **Ekbonn, L.** *Comunicare la al 27-lea Congres al turnătorilor ținut la Zürich*, septembrie, 1960, Elveția. [3] **Balicki, St.** *Bronzurile cu plumb ca înlocuitor al aliajelor cu cositor pentru cuzineți.* Hutnik nr. 1, 1953. *Bronzul cu plumb ca aliaj pentru cuzineți.* Hutnicke Listy, nr. 12, 1949. [4] **Bocivar, A. A.** *Metalografie*, Moscova, Metalurghizdat, 1956.

CZ 621.785.542 : 621.833

Călirea superficială cu flacără a roţilor dinţate

Ing. LASCĂR ZAMFIRESCU

Institutul de studii, cercetări şi proiectări tehnologice pentru industria constructoare de maşini şi utilaje şi industria electrotehnică

Călirea superficială apare ca utilă atunci cînd se cere ca o piesă supusă uzurii superficiale să fie prevăzută cu un strat superficial dur, fără ca miezul piesei să-şi piardă calităţile necesare unor solicitări la încovoiere, compresiune, torsiune etc., adică astfel ca miezul să rămînă moale.

Printre multiplele organe de maşini care necesită un asemenea strat dur superficial, cum sînt bolţurile, fusurile, glisierele, arborii cotiţi etc., la care adeseori stratul se obţine prin cementare, un loc important îl ocupă roţile dinţate.

Procedeul de călire superficială cu flacără constă într-o încălzire prealabilă a suprafeţei piesei cu o sursă intensă de căldură pînă ce temperatura de călire a aliajului respectiv pătrunde la o adîncime mică înspre interiorul piesei. Urmează o răcire bruscă a suprafeţei pînă la temperatura necesară realizării fenomenului normal de călire. În acest fel un strat superficial de adîncime dorită capătă structura şi caracteristicile mecanice ale oţelului călit. Ca şi la călirea obişnuită duritatea stratului călit, presupunînd că temperatura de călire a fost corect realizată, depinde de conţinutul de carbon al oţelului respectiv. Astfel cu oţeluri de cementare cu conţinut scăzut de carbon este necesară o carburare prealabilă pentru îmbogăţirea aliajului în carbonul necesar realizării structurii de călire. Cu oţeluri de îmbunătăţire cu 0,45% se pot obţine durităţi suficient de mari de ordinul a 55 HRC ale stratului călit. Adaosurile de elemente în aliajul Fe—C, ca mangan, crom sau nichel, au o influenţă neînsemnată asupra durităţii superficiale a stratului obţinut. Cu creşterea conţinutului de carbon duritatea superficială poate atinge 68 HRC realizată cu un conţinut de carbon de 0,6—0,7%. Peste acest conţinut duritatea nu mai creşte. Temperatura de călire în funcţie de conţinutul de carbon precum şi duritatea obţinută prin călire superficială sînt date în diagrama din figura 1.

Adîncimea de călire superficială necesară este hotărîtă de rolul piesei, de forma ei şi de tehnologia de prelucrare. Pentru atingerea unei anumite adîncimi de călire cu ajutorul călirii superficiale cu flacără intră în consideraţie următorii factori: temperatura sursei de încălzire, durata încălzirii, susceptibilitatea de a fi călit a unui material denumită şi călibilitate. Atît temperatura flăcării cît şi durata încălzirii pot fi modificate în vederea reglajului pentru obţinerea valorilor optime.

Călibilitatea unui oţel, caracterizată prin capacitatea de durificare a stratului superficial şi prin adîncimea stratului superficial, este în funcţie de compoziţia aliajului fără a fi totuşi o caracteristică absolută, ea fiind influenţată într-o oarecare măsură de tehnologia de prelucrare a piesei, mărimea grăuntelui şi conţinutul de adaosuri ale aliajului. Din acest motiv la piesele de mare serie şi acolo unde precizia cerută a adîncimii stratului este mare este necesară o determinare experimentală a călibilităţii materialului.

După Kubasta, călibilitatea unui oţel este determinată de diametrul la care în miezul piesei se mai poate obţine 95% din duritatea superficială. Acest diametru critic este în funcţie numai de temperatura de călire şi de agentul de răcire folosit, fără a ţine seama şi de tehnologia prealabilă de prelucrare a piesei. Constanta de transformare se compune dintr-o expresie cuprinzînd temperatura, tipul agentului de răcire şi diametrul critic. Astfel 840 A 20 înseamnă constanta unui material care încălzit la 840°C şi călit în apă realizează încă 95% din duritatea superficială în miezul unui cilindru cu diametrul de 20 mm.

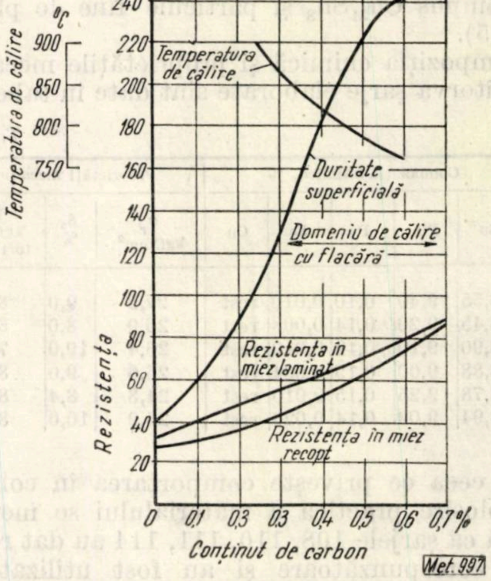


Fig. 1. Diagrama variaţiei temperaturii de călire în funcţie de % C şi duritatea superficială.

Din diagrama din figura 2 *a*, cunoscîndu-se constanta aliajului, se poate obţine adîncimea de călire ce se va putea atinge atunci cînd piesa are un anumit diametru. Diagrama este întocmită pentru încălzirea totală a epruvetei în cuptor. În cazul călirii superficiale cu flacără influența diametrului critic asupra adîncimii stratului obținut este dată în figurile, 2 *b* și 2 *c*. Pentru o temperatură constantă și o putere de încălzire constantă a arzătorului, timpul necesar atingerii temperaturii de călire este proporțional cu diametrul, iar adîncimea de călire este proporțională cu constanta de călibilitate.

Cele două caracteristici esențiale ale unui strat călit superficial și anume duritatea și adîncimea lui au fost descrise mai sus. Dacă un aliaj este corect încălzit pentru o călire superficială cu flacără pînă la temperatura prescrisă de călire, duritatea stratului obținut nu poate fi influențată decît prin compoziția inițială a oțelului. Într-adevăr, este foarte greu și neeconomic să se obțină diferențele de duritate în cazul călirii superficiale realizate prin conducerea răcirii. Ca atare prima caracteristică, duritatea, pentru un anumit oțel, depinde de realizarea corectă a temperaturii de călire.

Adîncimea stratului călit se poate regla, în ipoteza unei temperaturi de călire optimă constantă, prin modificarea timpului de încălzire. Acest timp se compune din durata menținerii arzătorului deasupra piesei precum și din intervalul de timp între momentul părăsirii piesei de către flacără și începerea răcirii. Suma acestor două intervale de timp alcătuiește timpul total de încălzire în care căldura se poate propaga spre interiorul piesei. Reglajul adîncimii prin variația timpului de încălzire presupune diferite metode de fixare a piesei în poziții speciale față de arzător și deplasarea acestuia în diverse feluri.

Ca atare, elementele practice care permit conducerea procesului de călire superficială folosite ca variabile în procedeul industrial sînt : sursa de căldură și reglajul ei ; metoda de fixare, deplasare, răcire, denumită în mod curent metoda de călire.

Din punct de vedere al sursei de căldură există : călire cu curenți de înaltă frecvență (CIF) și călire cu flacără (CFG). Aceste două metode nu se deosebesc decît prin modul în care se realizează încălzirea. Prima folosește drept sursă de căldură fenomenul de încălzire prin inducție ce apare la zonele periferice ale unei piese de metal parcursă de un cîmp magnetic alternativ de înaltă frecvență. Totodată din cauza proprietăților magnetice ale fierului α (care dispar însă la trecerea din Feα în așa numitul Feβ la temperatura de 768°C), pe durata încălzirii pînă la temperatura aceasta, se mai adaugă, în metoda CIF, efectul încălzirii datorită „histerezis-ului magnetic”.

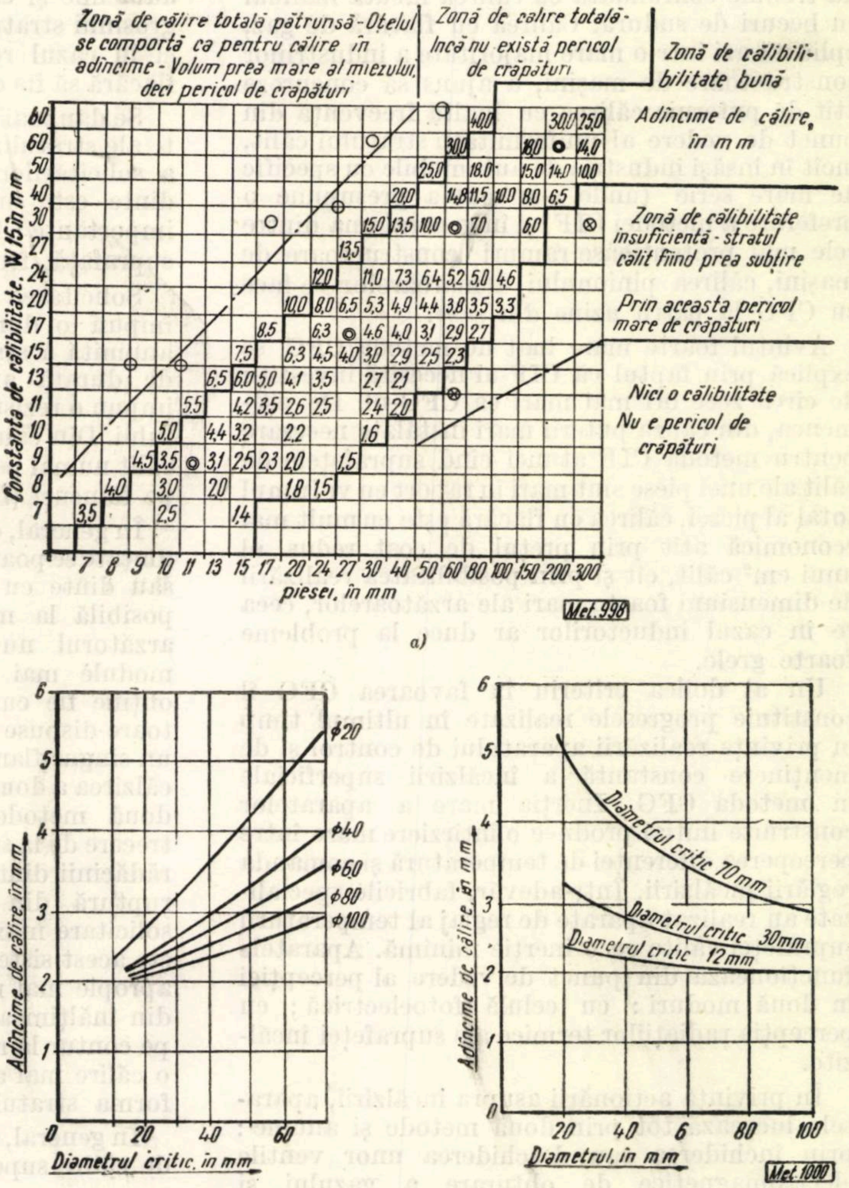


Fig. 2. Diagramele caracteristicilor de călire superficială :
a — variația constantei de călibilitate a aliajului în funcție de adîncimea de călire ;
b și *c* — influența diametrului critic asupra adîncimii de călire.

A doua metodă folosește drept sursă de încălzire flacăra provenită din arderea în amestec cu oxigen a unui gaz combustibil cu putere mare calorică pe unitatea de volum de flacără. Gazele cele mai obişnuite sînt : acetilena, gazul metan şi propanul.

— Metoda de călire cu flacără mecanizată şi automatizată din industria modernă de maşini nu trebuie confundată cu călirea făcută manual cu becuri de sudură. Călirea cu flacără de gaz, aplicată azi într-o mare majoritate a industriilor constructoare de maşini, a ajuns să concureze atît de puternic călirea cu înaltă frecvență din punct de vedere al uniformității stratului călit, încît în însăşi industria de automobile cu specific de mare serie (unde s-ar putea presupune o preferare a metodei CIF) şi în general una dintre cele mai pretențioase ramuri constructoare de maşini, călirea pinionului demaroarelor se face cu CFG la patru uzine din şase.

Avîntul foarte mare luat de metoda CFG se explică prin faptul că CIF-ul necesită investiții de circa zece ori mai mari ca CFG-ul. De asemenea, din cauza puterii mari instalate necesare pentru metoda CIF atunci cînd suprafețele de călit ale unei piese sînt mari în raport cu volumul total al piesei, călirea cu flacără este cu mult mai economică atît prin prețul de cost redus al unui cm^2 călit, cît şi prin posibilitatea realizării de dimensiuni foarte mari ale arzătoarelor, ceea ce în cazul inductorilor ar duce la probleme foarte grele.

Un al doilea criteriu în favoarea CFG îl constituie progresele realizate în ultimul timp în privința realizării aparatului de control şi de menținere constantă a încălzirii superficiale în metoda CFG. Inerția mare a aparatelor construite inițial produce o întîrziere mare între perceperea diferenței de temperatură şi comanda reglării încălzirii. Într-adevăr, fabricile specializate au realizat aparate de reglaj al temperaturii suprafeței călite cu o inerție minimă. Aparatele funcționează din punct de vedere al percepției în două moduri : cu celulă fotoelectrică ; cu percepția radiațiilor termice ale suprafeței încălzite.

În privința acționării asupra încălzirii, aparatele lucrează tot prin două metode şi anume : prin închiderea sau deschiderea unor ventile electromagnetice de obturare a gazului şi oxigenului în mod proporționat şi prin accelerarea sau decelerarea deplasării relative a arzătorului față de piesă (numai la metoda succesivă).

Ambele puncte de vedere, şi anume că la piese mari pentru realizarea de economii importante de investiții călirea cu flacără mecanizată şi automatizată înlocuieşte azi în multe cazuri CIF-ul şi că reglajul stratului este posibil a se automatiza complet şi cu o precizie egală cu a metodei CIF, pledează în favoarea totală a metodei de călire prin CFG.

Singurele cazuri în care CIF-ul rămîne indicat sînt acelea ale pieselor mici, la care suprafața nu permite apropierea corectă a arzătorului, acolo unde grosimea piesei este mică sau muchiile sînt ascuțite, iar miezul care rămîne moale are o dimensiune mică sau acolo unde există o producție de masă în uzinele mari care dispun dinainte de generatoare de frecvență înaltă şi la piese din aliaje scumpe cu straturi sub 0,8 mm adîncime şi care necesită o precizie specială a grosimii stratului. Ca atare este foarte indicat ca şi în cazul roților dințate aplicarea călirii cu flacără să fie extinsă, cu preferință, față de CIF.

Se dau mai departe dispozițiile cele mai curente ale stratului călit la roțile dințate ca o funcție a solicitărilor la care este supusă roata. Un dinte este supus următoarelor solicitări mai importante : încovoiere, presiune pe unitate de suprafață, frecare, oboseală.

Solicitarea la presiune pe suprafață şi frecarea impun o duritate a suprafeței şi o adîncime anumită a stratului spre a face față unei uzuri de durată anumită. Celelalte două solicitări impun o rezistență mare la încovoiere a materialului. Din cauza solicitării ar fi necesar un strat călit numai pe zonele de contact al dinților, adică pe flancuri (fig. 3 a şi b).

În general, călirea cu flacără a profilelor de roți dințate se poate face sau la toți dinții dintr-o dată sau dinte cu dinte. Prima metodă este unica posibilă la modulele sub 6—7 mm, deoarece arzătorul nu poate pătrunde între dinți la module mai mici. A doua metodă se poate obține fie cuprinzînd un plin între două arzătoare dispuse în furcă peste dinte, fie încălzind un singur flanc odată. Un alt sistem permite încălzirea a două flancuri ale unui gol b. În primele două metode există riscul situării zonei de trecere de la strat călit la strat necălit în preajma rădăcinii dintelui, ceea ce ar duce la amorse de ruptură din cauza crestării în punctul de solicitare maximă la încovoiere. Dacă se foloseşte acest sistem se va evita ca stratul călit să se apropie mai mult de piciorul dintelui decît 1/8 din înălțimea dintelui. În sfîrşit, în cazul călirii pe contur la roțile sub 6 mm modul se va obține o călire mai adîncă, mai pătrunsă care va avea forma stratului ca în figura 3 d.

În general, acestea sînt caracteristicile metodei de călire superficială în comparație cu celelalte metode, precum şi posibilitățile cunoscute azi de aplicare a călirii cu flacără la roțile dințate.

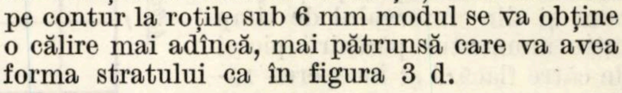


Fig. 3. Diverse repartiții ale stratului călit la roți dințate.

Sistemele de aplicare a flăcării pe suprafața de călit sînt următoarele : flacăra simultan aplicată întregii suprafețe, metoda fiind denumită simultană; flacăra deplasată succesiv pe suprafața de călit fiind imediat urmată de apa de răcire. Această metodă se numește metoda succesivă.

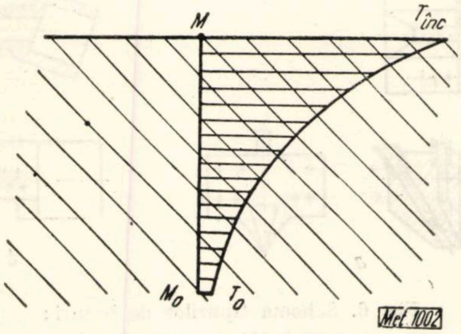


Fig. 4. Repartiția temperaturii în adîncimea stratului călit.

La roțile dințate prima metodă se aplică fie la călirea pe contur a roților de modul mic, fie la călirea dinte cu dinte, atunci cînd roata se dispune cu axul de rotație orizontal, iar dintele se călește prin introducerea în întregime după călire într-un bazin de apă. Acest din urmă sistem mai vechi se aplică mai greu la roți cu dinți peste o anumită lățime. În general, călirea dinte cu dinte a roților dințate are loc după metoda succesivă.

Metoda de calcul. Pentru dimensionarea unei instalații de călire cu flacără se ține seama de condițiile de încălzire și de cele de răcire. Condițiile de încălzire la rîndul lor se vor referi la: condițiile de producere a flăcării care cuprind dimensionarea arzătorului, a aparatului de amestec și a aparatajului de alimentare cu oxigen și cu gaz, inclusiv a aparaturii de control, comandate manual și automat și la condițiile de propagare a căldurii în interiorul piesei de încălzit, pornind de la suprafață spre interior. Mersul calculului pornește de la studierea procesului termo-metalurgic care are loc în interiorul piesei încălzite. În acest sens se consideră cîmpul de temperatură care se creează de la suprafață spre interior după o anumită lege de repartiție, urmînd o curbă crescătoare spre suprafața metalului, conform figurii 4, de la T_0 la $T_{înc}$.

Aceasta înseamnă că pentru a obține o temperatură T_e într-un punct M situat la o adîncime a este necesar a se aplica la exterior o temperatură $T_{înc} > T_0$. Deoarece însă există pericolul de supraîncălzire, acest $T_{înc}$ trebuie să nu depășească temperatura de supraîncălzire a metalului care duce la crearea de grăunți mari de austenită. Fenomenul intern de încălzire în vederea călirii superficiale se deosebește deci de acela al unei căliri obișnuite la care încălzirea se face în mod lent de la o temperatură exterioară egală chiar cu temperatura de călire ($T_c = Ac_3 + 30 - 50$°C), prin aceea că la călirea superficială încălzirea are loc de la o sursă exterioară cu temperatură mai ridicată, care este alcătuită de suprafața exterioară a metalului, încălzită la circa 1 300°C și care se desfășoară într-un timp foarte scurt care nu permite egalizarea temperaturii spre interior.

Din acest motiv calculul teoretic exact al procesului de încălzire la CFG este extrem de laborios și din această cauză metoda de calcul a lui L. I. Gotlib, deși teoretic corectă, este greu de aplicat la roțile dințate. Cifrele stabilite experimental care intră la un moment dat în calcul sînt obținute numai cu gazul acetilenă; înlocuirea cu gaz metan sau alt gaz în acest mod de calcul nu poate fi făcută simplu pentru diferitele gaze.

De aceea se consideră ca superioară pentru aplicarea practică metoda de calcul a Institutului VNIIAVTOGHEN din Moscova. Pe baza acestei metode se calculează elementele arătate în continuare.

Pornind de la suprafața de încălzit, care are o anumită lățime egală cu lățimea zonei atinsă de flacără, se alege o cifră de consum de gaz considerat inițial acetilenă de circa 4–500 l/h,cm liniar de deplasare a arzătorului. Consumul orar de acetilenă se află astfel: $V_A^0 = B \times \xi_A$ în l/h, în care B este lățimea zonei bătută de flacără și ξ_A, cifra de consum specific în l/h, cm.

Pentru calculul consumului de oxigen se aplică un coeficient β în cazul acetilenei egal cu 1,1–1,2. Astfel consumul orar de oxigen va fi: $V_K = \beta \times V_A = \beta \times B \times \xi_A$, în l/h.

Din diagramele stabilite experimental pentru variația vitezei de deplasare în funcție de adîncimea de călire pentru diferite cifre de consum specific, se poate extrage pentru ξ_A ales și adîncimea cerută de călire Δ în mm, viteza de deplasare a arzătorului V în mm/min.

După stabilirea acestor parametri în care B a fost asimilat în cazul călirii roților dințate cu lungimea perimetrului flancurilor bătute de flacără, se trece la calculul aparatului de amestec. Acesta cuprinde un injector obișnuit asemănător cu aparatele de amestec pentru sudură avînd însă dimensiuni diferite ale elementelor injectorului, datorite consumului de gaze mai mare de obicei decît la sudură. Se calculează diametrul orificiului duzei de injecție d_a din formula cunoscută a injectorului, la care este cunoscut debitul V_K de oxigen calculat mai sus, iar presiunea p_k se alege între 2–5 kgf/cm²:

$$d_a = \sqrt{\frac{V_k}{0{,}43\,(p_k + 1)}}, \text{ în mm.}$$

Se compară acest diametru cu cele ale arzătoarelor cu parametrii cunoscuți dați în tabele. Astfel se alege un diametru normal d_u pentru care se dă diametrul camerei de amestec d_{ca}. Restul dimensiunilor se stabilește constructiv.

Astfel, distanța pînă la începerea camerei de amestec Δl se ia $\Delta l = 2\ d_u$, iar lungimea camerei :

$$l_{ca} = 7\ d_{ca}.$$

Trebuie menționat că acest mod de calcul a dus cu ocazia construirii mașinii de călit tip CFG la rezultate care nu au necesitat modificări ale aparatului de amestec. După dimensionarea aparatului de amestec se dimensionează arzătorul. În acest caz condițiile teoretice de îndeplinit sînt următoarele : obținerea unei flăcări uniforme pe toată lungimea și lățimea ; obținerea unei flăcări cu o distanță mică de la injector pînă la punctul de temperatură maximă pentru a permite urmărirea corectă cu arzătorul a formei dintelui, în special la modulele mici ; obținerea unei viteze suficient de mari a amestecului de gaze (mai mare ca viteza de propagare a frontului flăcării din gazul respectiv) în ajutajul arzătorului, pentru a nu se produce retur de flacără ; producerea unei viteze care să nu depășească prea mult pe aceea a propagării frontului pentru a nu se obține desprinderea flăcării de la vîrful duzei ; repartizarea corectă a găurilor sau a fantelor de așa manieră încît să fie posibilă reglarea flăcării pentru obținerea punctelor de temperatură maximă la distanță egală de gura arzătorului la toate găurile.

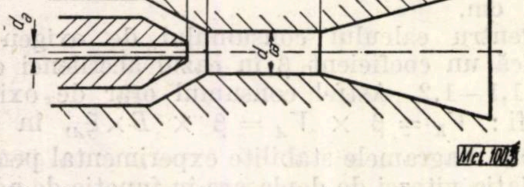


Fig. 5. Dimensiunile caracteristice ale amestecătorului de gaz și oxigen.

Tot Institutul de prelucrare autogenă VNII-AVTOGHEN, clasificînd arzătoarele în diverse categorii, dă o metodă de calcul bazată pe experiențe și pe diferite tipuri de arzătoare cu găuri sau cu duze. Acest calcul a stat la baza arzătoarelor folosite la mașina susamintită.

Desigur că debitele V_K, V_A și toate dimensiunile care decurg din ele trebuie amendate cu un coeficient ψ de transformare datorit calității gazului în comparație cu acetilena și anume : pentru gaz metan $\psi = 1{,}1$; pentru gaz de oraș $\psi = 2$; pentru gazul de cocs $\psi = 3{,}8$; pentru propan $\psi = 0{,}6$.

Pentru calculul de dimensionare al arzătoarelor cu fantă, folosite în general la metoda de călire a dinților de roți dințate pe ambele flancuri ale unui gol, s-au folosit în cazul mașinii executate publicațiile și informațiile primite de la uzinele din R.S. Cehoslovacă, care utilizează în mod curent arzătoare normalizate pentru fiecare modul. Amîndouă tipurile de arzătoare au fost executate la Uzina „23 August", iar forma lor este aceea din figurile 6 *a* și *b*.

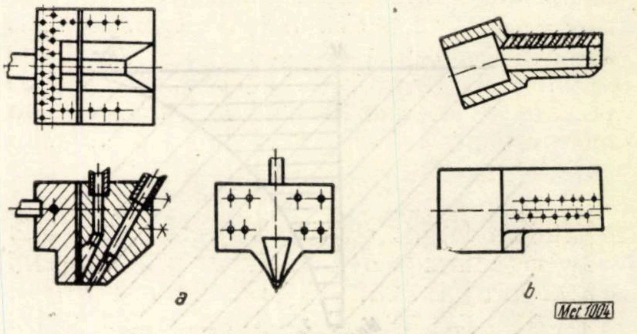


Fig. 6. Schema tipurilor de becuri :
a – cu fantă ; *b* – cu găurele.

Cele de mai sus reprezintă un rezumat al principiilor de calcul care au stat la baza proiectării mașinii de călit cu flacără tip CFG-1.

Mai jos se dau cîteva indicații asupra modului de funcționare a mașinii.

În schema din figura 7 se vede principiul de funcționare a mașinii CFG-1, iar în figura 8 ansamblul mașinii. Becul de călire *A* alcătuit din două duze – cîte una pe fiecare flanc al unui dinte – pornește de la partea de jos a dintelui și se ridică de-a lungul dintelui la o distanță de circa 3 mm de suprafața acestuia, datorită camei C_1 care prin profilul ei special ridică suportul *S* al arzătorului cu o viteză constantă pînă la circa 80% din înălțimea dintelui. De aici, datorită unei modificări de formă a profilului camei, viteza se dublează și astfel flacăra parcurge capătul superior al dintelui cu o viteză mărită spre a evita supraîncălzirea acestei zone datorită căldurii înmagazinate prin conductibilitate în perioada anterioară.

Variația vitezei între limitele alese se obține cu ajutorul variatorului *V* intercalat în schema cinematică a antrenării camei alcătuită de electromotorul *M*, transmisia prin curele trapezoidale *T*, variatorul *V* și reductoarele cu

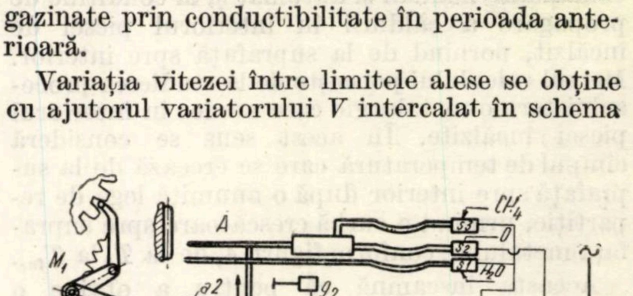


Fig. 7. Schema cinematică de principiu a mașinii.

melc R_1 și R_2. Becul de flacără este urmat la o distanță constantă reglabilă (de la 10 mm în sus) de către duza de apă de răcire. Toate aceste trei fluide sînt alimentate prin trei conducte prevăzute cu cîte o supapă electromagnetică de închidere (S_1, S_2, S_3) comandate de întreruptorii g și I, sincronizat cu pozițiile diverse ale arzătorului față de piesă.

După terminarea unui dinte, cama C_2 fixată pe axul de ieșire al reductorului R_2 acționează mecanismul de avans (indexare) M_i al piesei de călit care împinge piesa înainte cu un dinte printr-o mișcare de rotație. Îndată ce indexarea s-a terminat, suportul S_r al arzătorului coboară becurile cu o viteză mărită de-a lungul dintelui vecin pînă într-un punct situat în apropierea poziției inferioare cînd atinge contactul g_1. Acesta acționînd întreruptorul I_g deschide la S_1 și S_3, gazul și apa. Gazul se aprinde atunci de la o flacără care arde încontinuu în apropierea becului și este alimentată din amontele supapei S_2. Imediat după aceea, suportul atinge și contactul a_1 prin care acționează întreruptorul I_a cu care deschide supapa S_2 de oxigen. Din acest moment suportul pornește din nou în sus și începe un nou ciclu.

Caracteristicile mașinii sînt următoarele :

$V_{min} = 75$ mm/min ; $V_{max} = 300$ mm/min.

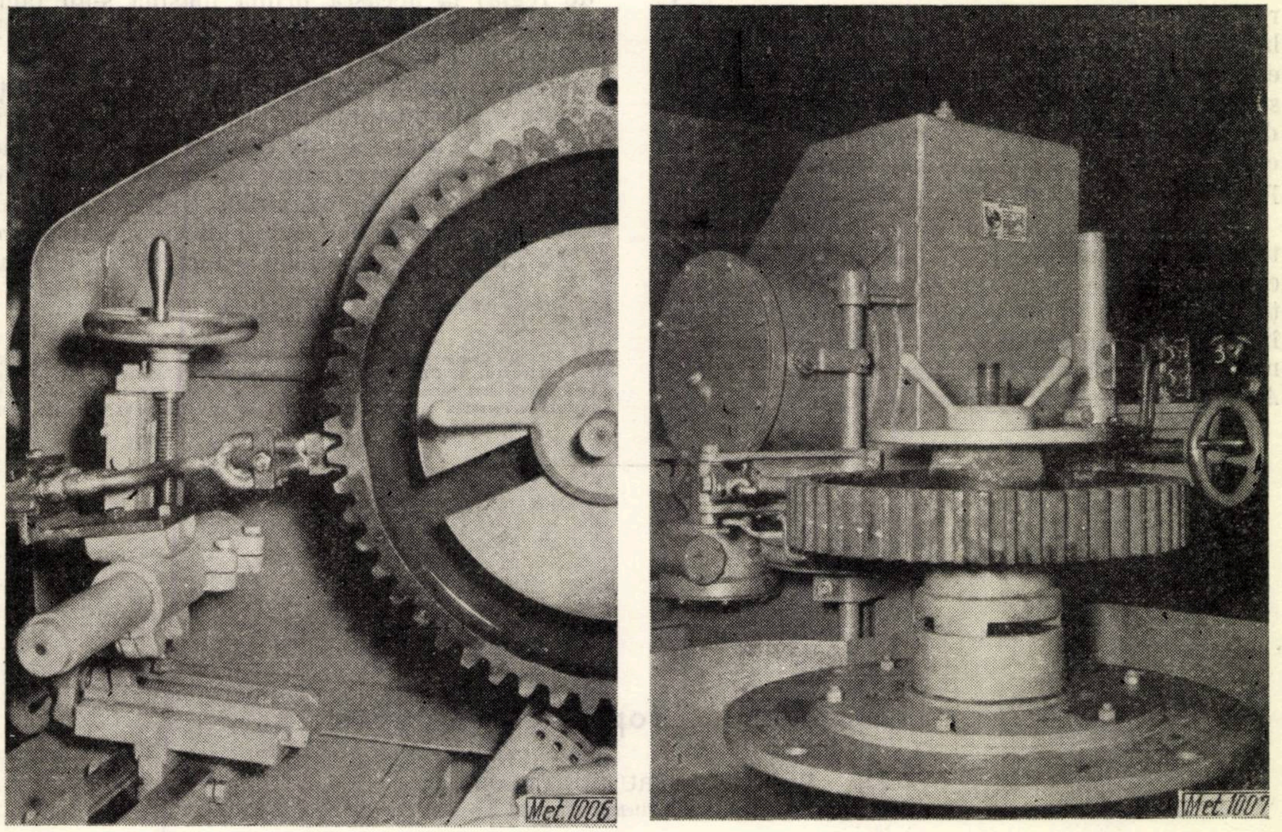


Fig. 8. Mașina de călit cu flacără CFG-1.

Debitele de fluide, considerînd că mașina a fost dimensionată atît pentru acetilenă cît și pentru gaz metan, sînt următoarele :

pentru acetilenă :	C_2H_2	O	H_2O
presiune :	0,4 kgf/cm²	4 kgf/cm²	1,5 kgf/cm² ;
debit :	3 000 l/h	3 600 l/h	180 l/h

pentru gaz metan :	CH_4	O	H_2O
presiune :	0,4 kgf/cm²	4 kgf/cm²	1,5 kgf/cm²
debit :	5 000 l	7 650 l	180 l

Dimensiunile injectorului : pentru flacără de C_2H_2 : diametrul duzei pentru oxigen = 1,5 mm ; dc = 4,3 mm ; lc = = 30,1 mm ; l difuzor = 43 mm ; diametrul duzei = 1,8 mm ; dc = 5,5 mm ; lc = 38,5 mm ; l difuzor = 55 mm.

Din experiențele cu mașina CFG-1, executată și omologată la uzina „23 August”, s-a ajuns la concluzia că ea poate fi pusă în funcțiune și poate căli superficial în mod satisfăcător roțile dințate pentru care a fost concepută. După terminarea experiențelor ea lucrează pentru producție încă din decembrie 1961, călind întreaga producție de pinioane pentru cuplajele liniilor de ciment. Din probele de laborator efectuate, reiese că obținerea unei durități între 48 și 53 HRC nu reprezintă nici o dificultate, ea putînd atinge la straturile superficiale chiar 58 HRC în zona diametrului primitiv. Cu arzătorul folosit la probe și anume cel care cuprindea ambele flancuri ale unui dinte, variaţiile de adîncime de strat între flancul drept şi cel stîng erau de maximum ± 1 mm, ele încadrîndu-se în prescripţiile desenului de execuţie.

O problemă care a trebuit rezolvată cu multă grijă a fost diferenţa pe înălţime a uniformităţii stratului care abia după căpătarea experienţei suficiente a lucrătorului a putut fi ameliorată. Prin oprirea arzătorului la baza dintelui precum şi prin accelerarea lui la ieşire trebuie compensată diferenţa de timp necesar în aceste zone. Aceasta trebuia însă sincronizată şi reglată cu ajutorul vitezei prin reglarea ei de la variator. Maşina funcţionează corect şi s-au executat căliri şi pentru pinioane de alte dimensiuni, construindu-se ca scule de uzură o serie de arzătoare diferite, cu materiale din ce în ce mai bune şi după metode tehnologice propuse de diverşi inovatori ai uzinei.

În cadrul cercetărilor de continuă îmbunătăţire a acestui procedeu atît de economic şi eficace trebuie luate în considerare experienţele industriei sovietice şi cehoslovace, prima în realizarea arzătoarelor standardizate cu duze multiple, iar a doua în realizarea celor cu fante. Acestea din urmă aplicate pe flancurile unui gol sînt susceptibile de a produce o rezistenţă la încovoiere a dintelui mult mai mare, realizînd călirea fundului golului. Experienţele amănunţite realizate în R.S. Cehoslovacă au dus la rezultate surprinzătoare privind rezistenţa la oboseală comparativ cu călirea peste flancul dintelui. Cu ajutorul arzătoarelor de acest tip, construite la uzina „23 August", urmează să se experimenteze mai departe şi aplicarea acestora, care desigur vor aduce rezultate şi mai bune.

Trebuie semnalat în sfîrşit că toate operaţiile de reglaj la această primă maşină s-au făcut fără un aparataj electronic ca cel amintit la începutul expunerii. Aceste aparate permit o mărire a uniformităţii stratului prin menţinerea mai constantă a temperaturii stratului exterior. Ca atare ele vor trebui luate în considerare la proiectări viitoare de astfel de maşini, aşa cum va fi, de exemplu, călirea roţilor de modul peste 35 mm care sînt necesare antrenării însăşi a cuptoarelor şi morilor de ciment.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gronegres, W. *Călirea cu flacără*. Berlin, Springer Verlag, 1950. [2] Lepeha, A. *Călirea la suprafaţă a oţelului cu ajutorul flăcării*. Kiev, Editura de stat tehnico-ştiinţifică, 1955. [3]. *Călirea cu flacără*. Îndreptar pentru prelucrarea metalelor cu flacără de gaz. Moscova, Maşghiz, 1959.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.746.5/.6

Hidrodinamica topiturilor metalice

Prof. ing. PETRU DUMITRAŞCU
Institutul Politehnic Bucureşti

Metalurgia obţine metalele în stare lichidă — topituri metalice — cu scopul de a le turna în anumite forme cerute pentru utilizarea lor. La turnare, lichidele metalice curg prin reţeaua respectivă pînă în forma special executată pe care o umple cît mai corect pentru a produce piesa industrială necesară. Fenomenul curgerii acestor topituri este, la prima vedere, comparabil cu acela al curgerii lichidelor newtoniene studiată de hidraulica propriu-zisă ; la o examinare mai adîncă, curgerea topiturilor metalice prezintă însă următoarele diferenţe notabile faţă de lichidele newtoniene :

1. Topitura este un lichid de mare densitate, şi numai în anumite cazuri omogen, în celelalte cazuri fiind eterogen ; curgerea sa se face cu viteze relativ mici.

2. Topitura şi forma în care ea se toarnă sînt la temperaturi superioare, pe care procesul termic le modifică în tot cursul său, influenţînd defavorabil proprietăţile fizice dominante în hidraulică, variabile cu temperatura (densitatea, viscozitatea, tensiunea superficială, viteza fluxului) ; de asemenea, procesul termic afectează defavorabil şi comportarea pereţilor ansamblului formei recipiente prin faptul că o topitură insuficient de caldă se răceşte prematur şi depune în reţeaua de turnare cruste şi pelicule de oxizi care micşorează secţiunile de trecere, iar o topitură prea caldă arde adaosurile organice din formă şi se infiltrează între granulele de nisip pe care le înmoaie, deteriorînd forma.

3. Presiunea topiturii în forma necesar poroasă face ca metalul să injecteze în aceşti pori aerul şi gazele absorbite la elaborare, şi invers, în cazul că printr-o curgere defectuoasă se creează o depresiune într-un element din reţeaua de turnare, metalul va absorbi gaze din pereţii acelui element [1].

4. Mişcarea topiturii în formă se continuă şi după terminarea turnării, prin inversarea fluxului din maselotă în piesă cu scopul de a alimenta piesa cu metal topit în cursul solidificării ; în această fază topitura are o viscozitate puternic sporită de prezenţa cristalelor în curs de precipitare.

5. Reţeaua de turnare este complexă şi reuneşte combinaţiile cele mai neaşteptate de tipuri de mişcare şi de regim de curgere ; de soluţionarea ei fericită depinde succesul final de valorificare la scară industrială a topiturilor metalurgice (micşorarea rebuturilor şi a consumului specific de metal şi îmbunătăţirea calităţii produselor turnate) (fig. 1) [2].

Aceste diferenţe conferă curgerii topiturilor metalice un caracter specific strict metalurgic, fapt care a impus dezvoltarea unei noi ramuri de ştiinţă tehnică, independentă — Hidraulica metalurgică — plasată la polul opus Mecanicii fluidelor (medii gazoase la viteze şi presiuni mari).

Abordarea hidraulicii metalurgice necesită un aparat matematico-hidraulic derivat din acela al hidraulicii clasice, însă adaptat şi dezvoltat în mod creator, conform specificului fenomenelor termo-variabile ale topiturilor grele şi vîscoase metalurgice, fapt posibil numai prin fundamentarea acestui aparat pe aparatul de bază metalurgic.

Această ramură de ştiinţă tehnică este în fază de început şi face apel numai la metalurgişti, deoarece lor li se cere ca în rezolvarea problemelor de tehnica turnării să o folosească şi să o dezvolte progresiv, ştiind că aplicarea ei judicioasă conduce la succese industriale de mare importanţă [3].

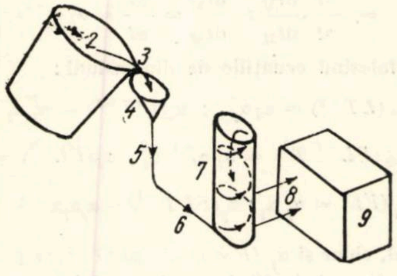


Fig. 1. Ansamblul de turnare:

1 – oală de turnare; *2* – metalul topit; *3* – ciocul (deversor); *4* – pîlnie; *5* – picior (conductă sub presiune); *6* – canal de aducere (acoperit); *7* – maselotă de alimentare şi colector de impurităţi (castel de echilibru); *8* – intrări (praguri-orificii); *9* – piesa turnată cu miezuri (rezervor cu corpi cufundaţi).

Studiul de faţă prezintă în mod orientativ specialiştilor metalurgişti datele necesare pentru ca la rîndul lor să poată cerceta cu succes problemele din ce în ce mai complexe puse de tehnica turnării.

6. Topiturile metalurgice au proprietăţile hidraulice afectate de schimbul de căldură cu pereţii reţelei de turnare, fapt ce duce la răcirea topiturii, la depunerea de cristale şi în final la blocarea mişcării şi de interacţiunea fizică cu cristalele pereţilor şi adaosurilor care nu se aliază cu metalul, fapt ce, de asemenea, duce la depunerea de cristale şi în final la blocarea mişcării.

Procesul curgerii topiturilor metalurgice este deci un proces neizotermic şi debitul este o funcţie de viteză, de secţiune şi de temperatură: $Q = f(V, \Omega, T)$.

7. Pentru studierea acestui proces, a trebuit să se adopte anumite ipoteze practice care admit în primă aproximaţie că: reţeaua de turnare este relativ scurtă şi în consecinţă procesul curgerii poate fi considerat ca izoterm şi că metalul cît timp curge este un lichid newtonian $\left(\tau = \mu \frac{\partial V}{\partial z}\right)$.

Ştiinţa contemporană consideră însă că stadiul de primă aproximaţie nu mai satisface necesităţile actuale de: economie de metal (consum specific), randament sporit (micşorarea rebuturilor) şi calitate superioară (metal sănătos, fără defecte interne).

8. În consecinţă, se impune ca problemele curgerii lichidelor metalice în reţelele de turnare să fie cercetate prin studii, atît teoretice cît şi experimentale, asupra: a) stării lichide a topiturilor metalurgice; b) proprietăţilor fizice ale metalelor şi aliajelor topite afectate de temperatură: densitatea (ρ), viscozitatea (μ) şi fluiditatea; c) proceselor de umplere a formei pentru obţinerea piesei metalice turnate; în aceste procese atenţia trebuie concentrată asupra factorilor dominanţi: fluxul termic care creşte în forma de turnat şi descreşte în metalul lichid, pelicula de solidificare pe pereţii reţelei de turnare care formează asperităţi modificînd numărul criterial Reynolds (Re) al secţiunilor de curgere, pierderile de temperatură (T) şi de sarcină (h_r) care cresc o dată cu rezistenţele hidraulice distribuite uniform pe reţea (λ = coeficientul lui Darcy) şi cu rezistenţele hidraulice locale la schimbări de secţiune şi ramificaţii (ζ = coeficient care depinde de caracteristicile geometrice ale elementelor de reţea, de rugozitate şi de Re) şi, în final, presiunile exercitate de lichidul metalic asupra miezurilor (sarcini atît statice cît şi dinamice).

Structura lichidului metalic. Prin analize Röntgen şi neutronice s-a ajuns la următoarea concepţie: la topire metalul suferă o dilatare de circa 10%; de pildă un element de volum de control, cubul cu latura de 10 distanţe interatomice, conţinînd 1 000 particule, la topire se va dilata cu 10%, deci reţeaua cristalină a topiturii va depăşi reţeaua cristalului solid cu 100 noduri; structura topiturii va fi astfel: — parţial cvasicristalină (adică de ordinea cea mai apropiată a cristalului solid), formată de atomii amplasaţi în reţeaua cristalină ca în cristalul solid, ocupînd nodurile volumului corespunzător stării solide, şi aceste particule oscilează în jurul centrelor cristaline, şi — parţial (restul) haotică, formată din particulele foste la graniţele cristalului solid şi care acum în stare topită ocupă nodurile corespunzătoare dilatării la topire, particule desprinse din poziţiile lor de echilibru prin fluctuaţii termice cu mişcare haotică (fig. 2).

Trecerea particulelor oscilatorii de la structura cvasicristalină la cea haotică este condiţionată de înălţimea barierei potenţialului ε pe care ele trebuie să o sară, cu probabilitatea

$$\int_{\varepsilon}^{\infty} e^{-\varepsilon/KT}\, d\varepsilon = e^{-\varepsilon/KT}$$

şi particulele care rămîn oscilante formează diferenţa pînă la unitate $\left(1 - e^{-\varepsilon/KT}\right)$.

Numărul particulelor care sar această barieră potenţială creşte cu temperatura pînă la volatilizare cînd devine total (100%) [4].

1. Consecinţele acestei concepţii sînt următoarele:

a) Afectează mobilitatea (fluiditatea) şi viscozitatea (μ, ν deci şi ρ) topiturii metalurgice. Frenkel consideră că viscozitatea, fenomenul ce apare la curgerea φ a lichidului metalic constituit din ambele categorii de particule cu curgerea respectivă φ_1 şi φ_2, constă în ciocnirea reciprocă prin care aceste particule îşi transmit cantităţi de mişcare $\varphi = \alpha_1\varphi_1 + \alpha_2\varphi_2$, în care α este factor de ponderare variabil cu temperatura de la punctul de fuziune ($\alpha_1 = 1$; $\alpha_2 = 0$) la punctul de volatilizare ($\alpha_1 = 0$; $\alpha_2 = 1$).

b) Procesul de depunere de cristale pe pereţii reţelei de turnare este favorizat şi de prezenţa corpilor străine în lichidul metalic (adaosurile nealiate cu metalul şi incluziunile străine).

c) Procesul de curgere a unui debit de lichid metalic (volum/unitatea de timp) consumă o cantitate de energie ce trebuie calculată (fig. 3).

Considerînd un element de reţea de turnare, fie un tub AB, cu: diametrul = d, lungimea = l, presiunile la capete p_1 şi p_2, cu rezistenţa hidraulică uniform răspîndită de-a lungul tubului cu coeficientul lui Darcy λ $\left(h_r = \frac{\lambda l V^2}{d 2g}\right)$; curgerea se face într-un sistem de forţe inerţiale şi de presiune şi echilibrul lor se scrie: F. inerţiale ($m.a.$) = F. presiune ($p.A$) sau în ecuaţii dimensionale $\rho L^3 L T^{-1} = p L^2$, de unde se deduce ecuaţia dimensională $\rho (L T^{-1})^2 = p$ sau raportul $\frac{p}{\rho V^2} = 1$, adică numărul criterial al lui Euler. În cazul de faţă, forţa de presiune este diferenţa presiunilor antagoniste de la cele două capete $\delta p = (p_1 - p_2) = \rho V^2$ şi ea trebuie să compenseze pierderea de sarcină cauzată de rezistenţa hidraulică h_r uniform distribuită de-a lungul tubului: $\delta p = h_r$, respectiv $\rho V^2 = \frac{\lambda l V^2}{d\, 2\, g}$, unde $\lambda = f(\mathrm{Re}^{-1})$ determinat experimental de Nikuradze, deci $\delta p = \rho V^2 f(\mathrm{Re}^{-1})$.

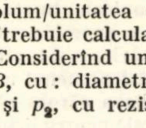


Fig. 2. Dilatarea la topire.

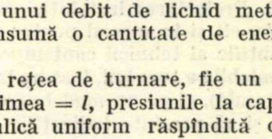


Fig. 3. Element de reţea de turnare.

Energia consumată de curgerea volumului de lichid din tub sub presiunea δp este egală cu produsul volumului cu presiunea (secţiunea x, presiunea x, deplasarea): $W = \mathrm{Vol} \times \delta p = \frac{\pi d^2}{4} l \rho V^2 f(\mathrm{Re}^{-1})$ şi puterea (energia în unitatea de timp) pentru pomparea prin acest tub a volumului corespunzător curgerii într-o secundă $\left(\frac{\pi d^2}{4} V\right)$ se scrie:

$$P = \frac{\pi d^2}{4} V \cdot \rho V^2 f(\mathrm{Re}^{-1}) = \frac{\pi d^2 \rho V^3}{4} f(\mathrm{Re}^{-1}) = f(\rho \cdot \mathrm{Re}^{-1}).$$

2. Rezultă că fenomenul de curgere a lichidului metalic prin tub este afectat de criteriul lui Reynolds, ceea ce era şi de aşteptat, cunoscînd rolul important pe care viscozitatea îl joacă în acest caz, în prezenţa unor mari gradiente de temperatură la contactul cu peretele interior al reţelei de turnare; schimbul de căldură între lichidul metalic şi pereţi, prin convecţie liberă, este o cedare de căldură ce se exprimă prin ecuaţia: $Q = \alpha(T_p - T_m)$, în care Q este fluxul termic ce străbate într-o secundă 1 cm^3 de la peretele tubului la temperatura T_p spre lichidul metalic la temperatura T_m; α — coeficientul de transmisie de căldură care este o funcţie de numărul criterial Reynolds şi de parametrul lui Prandtl $P_r = \frac{\nu}{k}$ ($P_r = 0{,}01$ pentru lichide metalice şi 6 pentru apă), k fiind conductibilitatea termică a lichidului, astfel că expresia lui α devine: $\alpha = \xi \lambda \mathrm{Re}\, P_r$, unde λ este conductibilitatea termică a tubului.

Modelarea curgerii lichidelor metalice:

1. Curgerea metalelor are loc în instalaţia specifică metalurgică: ansamblul de turnare compus din reţeaua de turnare şi forma de turnat (fig. 1). Aceste două părţi componente prezintă caractere complet diferite sub raportul mişcării şi schimbului de căldură:

a) reţeaua de turnare (pîlnia şi canalele) este considerată ca o rezistenţă hidraulică complexă, curgerea se face cu viteză mare (100 cm/s), regimul de curgere este turbulent (Re > 20 000) şi viscozităţile μ şi ν sînt variabile, crescînd cu scăderea temperaturii, şi afectate de permeabilitatea la gaze a pereţilor refractari ai canalelor;

b) forma de turnare este un volum ce se umple cu o viteză verticală ascendentă mică (1 cm/s).

2. Proiectarea instalaţiei de turnare atît pentru piesele de serie, cît şi în special pentru piesele mari, unicale, în stadiul ştiinţific al tehnicii contemporane necesită o experiementare prealabilă a turnării, însă nu la scara 1 : 1 (mărimea şi topitura naturală), ci pe un model care să reproducă fenomenul natural şi să prezinte indicaţiile esenţiale pe baza cărora să se conceapă instalaţia de turnare la scara naturală pentru lichidul metalic real. Această cercetare, prin „Modelare hidraulică", reprezintă o revoluţie adusă de ştiinţa contemporană tehnicii turnării, şi succesul industrial în această ramură va depinde din ce în ce mai mult de utilizarea ei judicioasă. Succesul industrial constă în a obţine chiar din prima turnare piese bune şi cu un consum specific de metal redus, ceea ce înseamnă că rebuturile şi risipa de metal scad pînă la dispariţie, cu efect economic cu atît mai important cu cît piesele sînt mai complexe şi mai dificile la turnat.

3. Modelarea hidraulică în sine este o metodă experimentală de studiere a fenomenelor hidraulice pe modele hidraulice la scară redusă în laborator; aceste fenomene fiind complexe, cercetarea lor nu poate fi făcută sistematic, temeinic, în timp scurt, cu repetările uzuale pentru eliminarea efectelor de hazard, şi concludent, decît prin această metodă.

Modelarea se bazează pe principiul similitudinii modelului M cu fenomenul din natură N, similitudine ce se exprimă prin raportul mărimilor omoloage proporţionale, denumit coeficient de scară α_s, avînd valori constante.

Similitudinea poate fi [5]:

a) geometrică; mărimea omoloagă de bază este lungimea:

$$\frac{l_N}{l_M} = \alpha_l;$$

b) cinematică; asemănarea geometrică a traiectoriilor şi proporţionalitatea timpului cu mărimile sale derivate (viteze, acceleraţii, debite): $\frac{l_N}{l_M} = \alpha_l$; $\frac{t_N}{t_M} = \alpha_t$; $\frac{V_N}{V_M} = \alpha_v$;

c) dinamică; asemănarea cinematică şi proporţionalitatea forţelor $\frac{F_N}{F_M} = \alpha_f$.

Din coeficienţii de scară fundamentali α_l, α_t, α_f se deduce coeficientul de scară al oricărei mărimi fizice considerată caracteristică a fenomenului din natură ce se modelează (V = viteza, a = acceleraţia, q = debitul, m = masa, p = presiunea, L = lucrul necesar, P = puterea):

$$\alpha_v = \frac{V_N}{V_M} = \frac{\mathrm{d}l_N}{\mathrm{d}t_N} : \frac{\mathrm{d}l_M}{\mathrm{d}t_M} = \frac{\mathrm{d}(\alpha_l l_M)}{\mathrm{d}(\alpha_t t_M)} : \frac{\mathrm{d}l_M}{\mathrm{d}t_M} =$$

$$= \frac{\alpha l}{\alpha t} . \frac{\mathrm{d}l_M}{\mathrm{d}t_M} : \frac{\mathrm{d}l_M}{\mathrm{d}t_M} = \frac{\alpha l}{\alpha t} = \alpha_l \alpha_t^{-1},$$

respectiv folosind ecuaţiile de dimensiuni:

$$\alpha_a (LT^{-2}) = \alpha_l \alpha_t^{-2}; \; \alpha_q (L^3 T^{-1}) = \alpha_l^3 \alpha_t^{-1};$$

$$\alpha_m (FL^{-1} T^2) = \alpha_f \alpha_l^{-1} \alpha_t^2, \; \alpha_p (FL^{-2}) = \alpha_f \alpha_l^{-2};$$

$$\alpha_l (FL) = \alpha_f \alpha_l; \alpha_p (FLT^{-1}) = \alpha_f \alpha_l \alpha_t^{-1}.$$

De altfel, chiar şi α_f ($F = m.a = \rho L^4 T^{-2}$) se poate exprima în funcţie de coeficienţii de scară ai mărimilor componente:

$$\alpha_\rho \alpha_l^4 \alpha_t^{-2} = \alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2.$$

4. În practică însă, forţele fiind de natură diferită (de greutate, de inerţie, de frecare, de elasticitate, de capilaritate) nu se poate realiza pe model o similitudine integrală şi atunci se limitează condiţia la forţele considerate ca dominante.

a) Modelul Froude; mărimile caracteristice: forţa de inerţie şi forţa de greutate. Condiţia de similitudine este:

$$\frac{F_{iN}}{F_{iM}} = \frac{F_{gN}}{F_{gM}},$$

sau (notînd α_g = coeficientul de scară al acceleraţiei gravitaţionale), $\alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2 = \alpha_\rho \alpha_l^3 \alpha_g$, adică $\frac{\alpha_v^2}{\alpha_l \alpha_g} = 1$ şi raportul $\frac{V^2}{lg} = 1$ este denumit criteriul lui Froude, număr criterial adimensional, folosit la studiul curenţilor cu suprafaţă liberă.

b) Modelul Reynolds; mărimile caracteristice: forţa de inerţie şi forţa de viscozitate $\left(F_v = \Omega \tau = \Omega \mu \frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}z} = \Omega \rho \nu \frac{\mathrm{d}V}{\mathrm{d}z}\right)$; condiţia de similitudine este $\frac{F_{iN}}{F_{iM}} = \frac{F_{vN}}{F_{vM}}$, sau $\alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2 = \alpha_\rho \alpha_l \alpha_v \alpha_\nu$ adică $\frac{\alpha_v \alpha}{\alpha_\nu} l = 1$ şi raportul $\frac{Vl}{\nu} = 1$ este denumit criteriul lui Reynolds, număr criterial folosit la studiul mişcării fluidelor vîscoase în conducte.

c) Modelul Euler; mărimile caracteristice: forţa de inerţie şi forţa de presiune (pL^2). Condiţia de similitudine este:

$$\frac{F_{iN}}{F_{iM}} = \frac{F_{pN}}{F_{pM}} \text{ sau } \alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2 = \alpha_p \alpha_l^2, \text{ adică } \frac{\alpha_p}{\alpha_\rho \alpha_v^2} = 1$$

şi raportul $\frac{\delta_p}{\rho V^2} = 1$ este denumit criteriul lui Euler, număr criterial folosit la studiul mişcării sub presiune (sau depresiune — fenomene de cavitaţie).

d) Modelul lui Weber; mărimile caracteristice: forţa de inerţie şi forţa capilară ($F_c = \sigma L$ unde σ este constanta capilară). Condiţia de similitudine este:

$$\frac{F_{iN}}{F_{iM}} = \frac{F_{cM}}{F_{cM}} \text{ sau } \alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2 = \alpha_l \alpha_\sigma, \text{ adică } \frac{\alpha_\rho \alpha_l \alpha_v^2}{\alpha_\sigma} = 1$$

şi raportul $\frac{\rho V_l^2}{\sigma} = We$ este denumit criteriul Weber, număr criterial folosit la studiul fenomenelor de curgere cu suprafaţă liberă (la deversoare) unde frecările se neglijează şi domină forţele capilare.

e) Modelul Mach ; mărimile caracteristice : forţa de inerţie şi forţa elastică ($F_e = E.L^2$ unde E este modulul de elasticitate al fluidului). Condiţia de similitudine este :

$$\frac{F_{iN}}{F_{iM}} = \frac{F_{eN}}{F_{eM}} \text{ sau } \alpha_\rho \alpha_l^2 \alpha_v^2 = \alpha_E \alpha_l^2 \text{, adică } \frac{\alpha_\rho \alpha_v^2}{\alpha_E} = 1$$

$$\text{sau } \frac{\alpha_v^2}{\alpha_e / \alpha_\rho} = 1$$

şi raportul revine la $\frac{V^2}{E/\rho}$ sau $\frac{V}{\sqrt{E/\rho}} = M$ denumit numărul lui Mach folosit ca criteriu pentru discriminarea mişcărilor suprasonice de cele subsonice în aerodinamica vitezelor mari (cantitatea $\sqrt{E/\rho} = c$ este celeritatea, adică viteza cu care se transmit undele de presiune ce însoţesc mişcarea într-un mediu fluid elastic).

5. Pentru alegerea modelului se ia criteriul care corespunde fenomenului din natură ca gen de forţe dominante ; dacă fenomenul este complex şi condiţiile de similitudine cer satisfacerea concomitentă a mai multor criterii, acestea se compun. Exemplu, concomitenţa Fr şi Re are o relaţie suplimentară de concomitenţă ;

— pe de o parte similitudinea Froude cere identitatea :

$$\left(\frac{V^2}{gl}\right)_N = \left(\frac{V^2}{gl}\right)_M \text{ sau } \left(\frac{V_N}{V_M}\right)^2 = \frac{l_N}{l_M} \text{ sau } \frac{V_N}{V_M} = \left(\frac{l_N}{l_M}\right)^{\frac{1}{2}};$$

— pe de altă parte similitudinea Reynolds cere identitatea :

$$\left(\frac{Vl}{\nu}\right)_N = \left(\frac{Vl}{\nu}\right)_M \text{ sau } \frac{V_N}{V_M} . \frac{l_N}{l_M} = \frac{\nu_N}{\nu_M},$$

în care înlocuind raportul vitezelor din condiţia Froude cu raportul echivalent al lungimilor :

$$\left(\frac{l_N}{l_M}\right)^{\frac{3}{2}} = \frac{\nu_N}{\nu_M} \text{ sau } \nu_M = \nu_N \alpha_l^{-\frac{3}{2}},$$

care este relaţia suplimentară de concomitenţă, arătînd ce viscozitate trebuie să aibă fluidul pe model.

Fenomenul hidraulic al topiturilor metalice este un proces neizotermic, şi modelarea lui în condiţii izotermice face apel la aparatul matematico-hidraulic şi acceptă anumite supoziţii ca şi anumite soluţii în caz de nesatisfacere flagrantă a uneia din supoziţii :

a) pereţii în contact cu topitura nu-şi modifică proprietăţile, nu reţin cristale de metal şi deci secţiunea canalelor reţelei rămîne constantă ;

b) numărul criterial Re rămîne practic constant în timp şi pe traiect ;

c) în caz de imposibilitate, se adoptă un regim de curgere automodelat, adică în care viscozitatea şi numărul criterial Re să nu mai exercite nici o influenţă, asigurînd astfel şi similitudinea dinamică pe lîngă cea geometrică existentă.

6. Modelarea poate fi făcută în trei alternative [6] :

a) păstrînd aceeaşi instalaţie de turnare (dimensional) şi modelînd lichidul (înlocuind topitura metalică cu un lichid rece) ;

b) modelînd instalaţia de turnare şi păstrînd lichidul metalic ;

c) modelînd şi instalaţia de turnare şi lichidul.

7. În prima alternativă, dimensiunile şi vitezele rămînînd aceleaşi, criteriul de similitudine trebuie să cuprindă caracteristicile prin care lichidul model diferă de cel din natură care se modelează, în cazul de faţă viscozitatea ; deci se adoptă criteriul $R_e = \frac{Vd}{\nu}$ şi condiţia de similitudine se limitează la proporţionalitatea cu viscozităţile cinematice :

$$\frac{\mathrm{Re}_N}{\mathrm{Re}_M} = \frac{(Vd)_{N/\nu N}}{(Vd)_{M/\nu M}} = \frac{\nu_M}{\nu_N} \text{, unde prin temă } (Vd)_N = (Vd)_M.$$

În acelaşi timp energia consumată de curgerea lichidului modelor variază faţă de cea a lichidului metalic proporţional cu derivata logaritmică a expresiei energiei de mai sus (factorii variabili cu natura lichidului ρ şi Re) $\frac{\Delta P}{P} = \frac{\Delta\rho}{\rho} - \beta \frac{\Delta \mathrm{Re}}{\mathrm{Re}}$, în care β este coeficient de ponderare al regimului de curgere (laminar $\beta = 1$ şi turbulent $\beta = 0{,}2$).

E x e m p l u : modelînd fonta cu apă, se substituie valorile corespunzătoare $\frac{\Delta\rho}{\rho} \approx 10$, $\frac{\Delta \mathrm{Re}}{\mathrm{Re}} \approx 5$ şi se obţine $\frac{\Delta P}{P} \approx 5$ în regim laminar şi 9 în regim turbulent, valori ce exprimă creşterea puterii necesare pentru asigurarea debitului de fontă egal cu acela de apă experimentat la modelare.

Aceasta revine la a mări de atîtea ori înălţimea energetică de curgere H a apei, cerută de echivalenţa puterii de pompare exprimată mai sus sub forma de $P = f(V^2)$ în care se substituie $V^2 = 2gH$.

Considerînd acum şi aspectul neizotermic al fenomenului natural, trecerea pe alt lichid la modelare, expresia căldurii cedate (fluxul de căldură) va avea coeficientul de transmisie de căldură $\alpha = f(\lambda \cdot \mathrm{Re} \cdot P_r)$ modificat, de asemenea proporţional cu derivata logaritmică a expresiei :

$$\frac{\Delta\alpha}{\alpha} = \frac{\Delta\lambda}{\lambda} + \beta \frac{\Delta \mathrm{Re}}{\mathrm{Re}} + \gamma \frac{\Delta P_r}{P_r},$$

în care coeficienţii de ponderare ai regimului de curgere au valori : în regim laminar $\beta = \gamma = \frac{1}{3}$ şi în regim turbulent $\beta = 2\gamma = 0{,}8$. În cazul exemplului modelării fontei cu apa (de mai sus) unde :

$$\frac{\Delta\lambda}{\lambda} \approx 10^2, \frac{\Delta \mathrm{Re}}{\mathrm{Re}} \approx 5, \frac{\Delta P_r}{P_r} \approx -10^2 \text{ se obţine } \frac{\Delta\alpha}{\alpha} \approx 70 \text{ (res-}$$

pectiv 65 pentru regim turbulent), raport ce arată că la fonta topită schimbul de căldură este de 70 de ori mai mare decît la apă.

8. În a doua alternativă, la modelarea instalaţiei de turnare (păstrînd acelaşi lichid metalic), criteriul de similitudine trebuie să cuprindă caracteristicile prin care instalaţia model diferă de cea din natură care se modelează, în cazul de faţă dimensiunile geometrice şi dimensiunile cinematice (V) care asigură curgerea modelată sub acţiunea forţei de presiune hidraulică $H = \frac{V^2}{2g}$, deci şi dimensiunile dinamice, ansamblu care face apel la combinarea a două criterii : Reynolds şi Euler :

a) Criteriul Reynolds $\frac{\alpha_v \alpha_l}{\alpha_\nu} = 1$ se reduce la $\alpha_v \alpha_l = 1$, deoarece lichidul rămînînd acelaşi, $\alpha_\nu = 1$;

b) Criteriul Euler $\frac{\alpha_p}{\alpha_\rho \alpha_v^2} = 1$ care se reduce la $\alpha_p = \alpha_v^2$ pentru aceeaşi raţiune, coeficientul de scară a densităţii rămînînd $\alpha_\rho = 1$.

Satisfacerea concomitentă a acestor criterii conduce la relaţia de condiţie obţinută prin eliminarea lui α_v între ecuaţiile criteriale de mai sus $\alpha_v = \alpha_l^{-1}$ deci $\alpha_p = \alpha_l^{-2}$.

9. În a treia alternativă, cazul general, modelarea concomitentă a instalaţiei de turnare şi a lichidului metalic este propriu-zis o combinare a primelor două modelări : procedeul constă în modelarea instalaţiei de turnare şi a lichidului metalic în condiţiile normale de curgere sau, dacă aceasta prezintă dificultăţi greu de soluţionat, modelarea se face în condiţii de automodelare.

a) Fenomenul de viscozitate, dominînd curgerea lichidului metalic, impune în primul rînd modelarea după criteriul Reynolds.

Condiţiile de similitudine $\mathrm{Re}_N = \mathrm{Re}_M$ permit să se stabilească relaţia între dimensiuni $\left(\frac{l_N}{l_M} = \alpha_l = \text{coeficientul de scară a lungimilor}\right)$ şi viscozităţile cinematice respective:

$$\mathrm{Re}_N = \mathrm{Re}_M;\ \left(\frac{Vd}{\nu}\right)_N = \left(\frac{Vd}{\nu}\right)_M,\ \text{dar } V = \mu\sqrt{2\,gH}$$

$$\text{şi } \frac{H_N}{H_M} = \frac{\mathrm{d}_N}{\mathrm{d}_M} = \alpha_l \quad \text{deci } V_M = \mu\sqrt{2g}\sqrt{\frac{H_N}{\alpha_l}}.$$

Substituind aceste valori în ecuaţia de condiţie, se obţine:

$$\frac{\mu\sqrt{2g}\sqrt{H_N}\cdot d_N}{\nu_N} = \frac{\mu\sqrt{2g}\sqrt{\frac{H_N}{\alpha_l}}\cdot\frac{d_N}{\alpha_l}}{\nu_M} \quad \text{adică } \alpha_l = \left(\frac{\nu_N}{\nu_M}\right)^{\frac{2}{3}},$$

expresia identică cu expresia condiţiei de concomitenţă a criteriilor Re şi Fr de mai sus, explicabilă prin faptul că în formula vitezei ($V = \sqrt{2gH}$) s-a asimilat presiunea H cu înălţimea potenţială a forţei unitare (1 kgf), echivalînd astfel coeficientul de scară al vitezei cu rădăcina pătrată a coeficientului de scară al lungimii: $\frac{\alpha_v \alpha_l}{\alpha_\nu} = \frac{\alpha_l^{\frac{2}{3}}}{\alpha_\nu}$,

$$\text{respectiv } \alpha_l = \alpha_\nu^{\frac{2}{3}} = \left(\frac{\nu_N}{\nu_M}\right)^{\frac{2}{3}}.$$

Această relaţie se aplică la dimensionarea întregii instalaţii de turnare, cu excepţia pîlniei de alimentare (eventual a jgheabului de alimentare la aumite reţele de turnare) la care curgerea fiind un curent cu suprafaţa liberă, modelară, se face pe baza criteriului Froude.

b) În cazurile în care căderea de temperatură a lichidului metalic este atît de mare încît să producă depuneri de cristale pe reţea, numărul criterial Re va fi afectat, ca şi rezistenţa hidraulică h_r distribuită uniform pe traseu [coeficientul lui Darcy $\lambda = f(\mathrm{Re}^{-1})$] deci şi presiunea pe traseu va varia, de asemenea, în funcţie de Re^{-1}, fapt ce va afecta în mod corespunzător şi criteriul Euler: $\frac{\Delta p}{\rho V^2} = f(\mathrm{Re}^{-1})$.

Rezultă necesitatea concomitenţei a trei criterii (Fr, Re, Eu), fapt ce complică foarte mult modelarea; simplificarea se poate obţine numai prin ieşirea din zona de curgere în care criteriul Re domină, şi adoptarea zonei în care curgerea este independentă de Re, adică parametrii principali sînt constanţi (Eu, λ, ζ şi coeficientul de debit μ care este produsul coeficienţilor de contracţie a secţiunii şi de corecţie a vitezei φ_v), zonă denumită de automodelare.

c) Stabilirea zonei de automodelare se face experimental determinînd valoarea parametrului de bază: viteza de curgere V în funcţie de înălţimea potenţială H_r şi calculînd parametrii derivaţi pentru ambele lichide: Re şi h_r = pierderea de sarcină pe traseul dintre două poziţii (a, b) obţinută ca diferenţă dintre înălţimile potenţiale $H_a - H_b$ care dau pentru cele două poziţii aceeaşi viteză, $h_r = H_a - H_b = f(V)$, coeficientul lui Darcy $\lambda = \frac{h_r\, 2gd}{l_{(a-b)} V^2}$ şi coeficientul de debit $\mu = f(\mathrm{Re})$.

Modelul experimental constă dintr-un creuzet *1* alimentat la partea superioară cu topitura metalică menţinută la un nivel fixat H (înălţime potenţială) şi prevăzut la partea inferioară cu un orificiu de scurgere *2* de diametru d, prevăzut cu un dop cu tijă *3* şi prelungit cu un tub *4* de lungime l ajustabilă (de la minimum $l = 10\ d$) (fig. 4).

Jetul de lichid metalic ce iese din tub (forma parabolică a căderii corpurilor lansate cu o viteză orizontală iniţială V) este fotografiat pe fondalul cu cadrilaj de coordonate rectangulare *5* şi prins în antecreuzetul pivotant-culisant *6* care îl varsă în lingotiera *7* pentru cîntărirea cantităţii de metal ce a curs în perioada de timp considerat, uzual 10····20 s.

Ecuaţia parabolei fotografiată pe cadrilaj pentru diferite înălţimi potenţiale H_i şi diferite lungimi de tub l_i permite stabilirea vitezei respective de ieşire V_i în fiecare punct al parabolei, de coordonate măsurate x, y:

$$x = Vt;\ y = \frac{gt^2}{2} = \frac{x^2 g}{2V^2} \quad \text{şi} \quad V = x\sqrt{\frac{g}{2y}}.$$

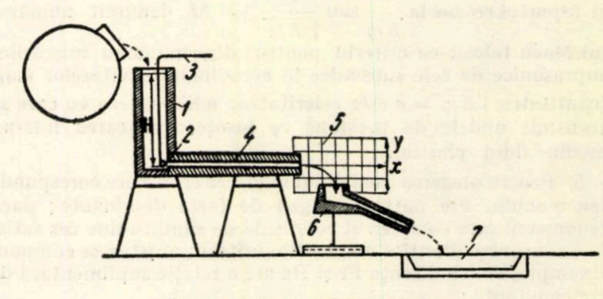


Fig. 4. Instalaţie experimentală.

Trasînd grafic curba $V = f(H)$ pentru fiecare lungime de tub, se obţine pierderea de sarcină $h_r = f(V)$ pentru traseul de lungime egală cu diferenţa dintre două tuburi, scăzînd pentru fiecare viteză, înălţimea potenţială a tubului scurt din înălţimea potenţială a tubului lung.

d) Ca verificare, dacă se varsă într-o lingotieră metalul debitat în condiţii constante de înălţime potenţială (deci de viteză), cîntărind această cantitate de metal raportat la durata turnării, se poate calcula viteza şi din formula debitului $Q_G = \frac{\pi d^2}{4} V_{\mathrm{deb}}\gamma$; experienţa arată că viteza astfel obţinută este mai mică cu circa 10% decît viteza din ecuaţia parabolei, din cauză că în timpul scurgerii orificiul se micşorează prin depuneri de cristale, deci se micşorează şi numărul Re. În consecinţă se poate calcula coeficientul de debit din relaţia: $Q_G = \mu\Omega V_{\mathrm{parab}}\,\gamma$, unde $\Omega = \frac{\pi d^2}{4}$ şi $\mu = \frac{V_{\mathrm{deb}}}{V_{\mathrm{parab}}}$, ca şi numărul Re corespunzător pentru fiecare valoare a lui μ $\mathrm{Re} = \frac{V_{\mathrm{deb}}\cdot \mathrm{d}}{\nu}$, unde $\nu = 0{,}003$ stokes pentru fonta topită şi 0,01 stokes pentru apă.

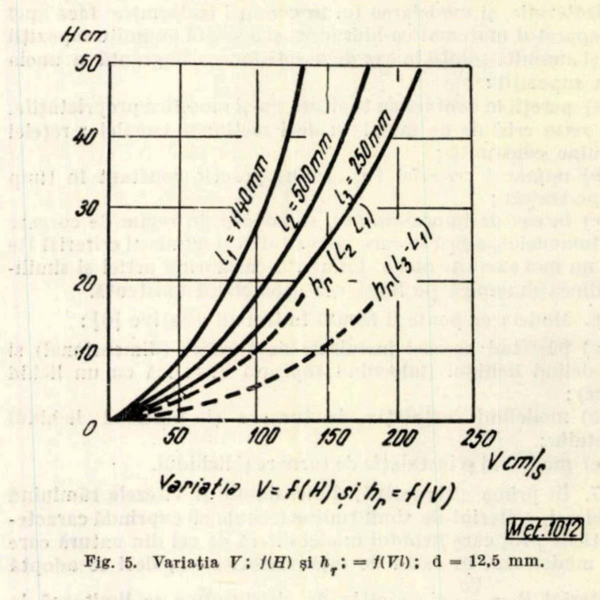


Fig. 5. Variaţia V; $f(H)$ şi h_r; $= f(Vl)$; d = 12,5 mm.

e) Graficul $\mu = f(\mathrm{Re})$ rezultat din valorile astfel calculate pune în evidență valoarea lui Re de la care μ nu mai crește cu Re, valoare care reprezintă limita inferioară a zonei de automodelare căutată (Fig. 6).

Se adoptă pentru Re chiar valoarea acestei limite inferioare a zonei de automodelare astfel determinată, și pe baza ei se trece la dimensionarea modelului conform coeficientului de scară a cărui expresie stabilită mai sus $\alpha_l = \left(\frac{\nu_N}{\nu_M}\right)^{\frac{2}{3}}$ se modifică în cazurile în care condiția concomitenței celor trei criterii nu poate fi satisfăcută, astfel:

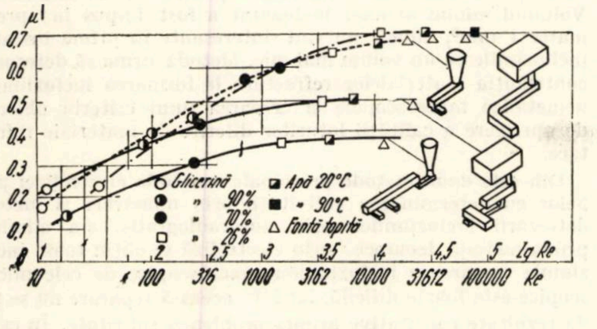


Fig. 6. Variația $\mu = f(\mathrm{Re})$.

$$\frac{\mathrm{Re}_N}{\mathrm{Re}_M} \leqslant K_a \quad \text{sau} \quad \frac{V_N d_N}{V_M d_M} \cdot \frac{\nu_M}{\nu_N} \leqslant K_a \quad \text{sau} \quad \alpha_l^{\frac{1}{2}}\, \alpha_l \frac{\nu_M}{\nu_N} \leqslant K_a$$

$$\text{adică } \alpha_l \leqslant \left(K_a \frac{\nu_N}{\nu_M}\right)^{\frac{2}{3}}.$$

Modelînd, de exemplu, fonta cu apa în zona de automodelare, unde raportul de automodelare la limita inferioară a zonei este $K_a = 3$, coeficientul de scară a lungimii este:

$$\alpha_l \leqslant \sqrt[3]{\left(3 \frac{\nu_{\text{fontă}}}{\nu_{\text{apă}}}\right)^2} = \sqrt[3]{\left(3 \frac{0{,}003}{0{,}01}\right)^2} \approx 1,$$

deci dimensiunile modelului să fie sensibil mai mari decît dimensiunile instalației de turnare naturală.

Pe de altă parte schimbul de căldură dintre lichid și pereții rețelei de turnare fiind de circa 70 de ori mai mare la fontă decît la apă, calculul coeficientului de transmisie de căldură pentru fontă dă valoarea: $\alpha_{\text{fontă}} = 70\, \alpha_{\text{apă}} \left(\alpha_{\text{apă}} = 0{,}023 \frac{\lambda}{d} \mathrm{Re}^{0{,}8} \mathrm{P}_r^{0{,}4}\right)$ și pierderea de căldură estimată pentru fontă va fi de: $Q = \alpha_{\text{fontă}}(T_p - T_c)$, ceea ce va răci fonta pe rețeaua de turnare naturală, fapt ce stabilește temperatura corectă de turnare pentru a asigura o curgere normală și o umplere fără defecte a formei, deci reducerea rebuturilor și a consumului specific, concomitent cu obținerea pieselor de calitate superioară.

BIBLIOGRAFIE

[1] **Rabinovici V. B.**, *Voprosi teorii rasceta i konstruirovaniea liteinikovih sistem dlea ciugunova litea* — VNITOL — Mașghiz, 1954. [2] **Tedds, F. D.** *Flow of metals through runners systems.* Foundry Trade Journal, nr. 1756, 1950. [3] **Petin I.** *Die Giesstehnik für Gusseisen.* Giesserei, nr. 31, 1928. [4] **Șvidcovski, G. E.** *Veazcostnie svoistvo rasplavennih metallov.* Akademia Nauk SSSR — Ghidrodinamika rasplavennih metallov, 1958. [5] **Mateescu, C.**, *Hidraulica*, București, Editura Didactică și Pedagogică, 1961. [6] **Rabinovici, V. B.**, *Predmet i zadaci ghidraulika rasplavov* (vezi ref. 4).

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 669.14 : 539.219.1

Metodă pentru determinarea originei incluziunilor macroscopice nemetalice exogene în oțel

Ing. MIRCEA POPESCU, PETRE ȘANDRU și AURELIA ȚOPA
Combinatul siderurgic-Hunedoara
Institutul de fizică atomică

Originea incluziunilor nemetalice în oțel. După origine, incluziunile nemetalice se împart în două mari categorii: incluziuni endogene și incluziuni exogene [1].

Incluziunile endogene se formează în timpul reacțiilor chimice din masa de oțel topit în procesul de elaborare. O contribuție însemnată la formarea acestor incluziuni o au reacțiile de dezoxidare. Incluziunile endogene a căror formare este inerentă sînt din punct de vedere chimic: sulfuri, oxizi, nitruri etc.

Incluziunile exogene, pătrunse din exterior în masa de metal topit, provin în marea lor majoritate din acțiunea chimică (coroziunea) și acțiunea mecanică (eroziunea) a oțelului asupra căptușelii refractare a cuptoarelor și instalațiilor de turnare. Din punct de vedere chimic sînt compuși chimici, complecși, oxizi simpli, sau amestecuri (cuarț, alumină, silicați etc.). Incluziunile exogene sînt mai frecvente în oțel cînd refractarele folosite în procesul topirii și turnării sînt necorespunzătoare (porozitate mare, lipsa rezistenței la șocul termic și mecanic, refractaritate scăzută, defecte de formă, zidării necorespunzătoare etc.).

În timpul turnării oțelului din oală în lingotieră, au loc procese complexe în care o parte din incluziuni se separă din masa de oțel. Cantitatea de incluziuni rămasă depinde în mod direct de compoziția chimică, de temperatura și viteza de turnare, de viscozitatea oțelului etc.

Indiferent de natura incluziunilor, influența lor negativă asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului (reziliență, rezistență la uzură, rezistență la oboseală, plasticitate, rezistență la coroziune etc) depinde de cantitatea, de forma și de poziția lor în lingou.

Pentru eliminarea incluziunilor din oțel se pune întîi problema stabilirii originei, tipului și distribuției lor în lingou sau laminate. Metodele bazate pe examinarea microscopică a secțiunilor sau pe separarea electrolitică a incluziunilor din probele luate din oţel nu au permis decît o apreciere sumară şi necorespunzătoare cerinţelor actuale asupra prezenţei incluziunilor în oţel.

Trasorii radioactivi oferă, pentru prima dată în acest domeniu, o metodă satisfăcătoare prin care se pot stabili sursele generatoare, cantitatea, tipul şi distribuţia lor în lingou sau laminate [1], [4], [5], [6], [7], [10], [13], [14]. Pe baza datelor pozitive obţinute în laborator cu trasori radioactivi s-a trecut la aplicaţii industriale. Aplicarea s-a făcut pentru fiecare din sursele bănuite a fi generatoare de incluziuni şi în primul rînd pentru materialele refractare.

Metode radioactive pentru studierea contribuţiei materialelor refractare la formarea incluziunilor. La baza majorităţii lucrărilor consacrate studiului incluziunilor nemetalice exogene (excepţie face de exemplu lucrarea 12) stă acelaşi principiu, care constă în introducerea trasorului radioactiv în sursele posibile de formare a incluziunilor exogene nemetalice, materiale refractare sau zgură. Se alege o combinaţie chimică a trasorului care să rămînă în incluziune şi după răcirea oţelului. Probele luate din lingouri sau laminate se studiază prin diferite metode fie prin măsurarea radioactivităţii incluziunilor nemetalice extrase pe cale electrolitică [4], [10], [13], fie prin autoradiografierea probelor de oţel [7], [10]. Deseori cele două metode au fost folosite în paralel [5], [10].

Izotopii radioactivi pot fi distribuiţi uniform în masa refractară care apoi se arde, cum se face în majoritatea experienţelor sau se pot îmbiba cu o soluţie apoasă de izotopi radioactivi numai straturile exterioare ale materialelor refractare finite, circa 5 mm grosime pentru o singură folosire, 15—20 mm grosime pentru folosiri repetate [10].

Izotopul radioactiv cel mai des folosit pentru marcarea cărămizilor refractare este Ca^{45} în diferite combinaţii chimice : carbonat de calciu, clorură de calciu sau oxid de calciu [4], [12], [13].

Ca^{45} emite radiaţii beta cu energie de 0,254 MeV şi are timp de înjumătăţire de 164 zile, suficient de mare pentru operaţiile care se fac cu refractarele marcate ; nu emite radiaţii gama şi se pot manevra cantităţi mari, fără pericol de iradiere externă. Sub formă de carbonat de calciu, combinaţia fiind insolubilă în apă, trasorul rămîne uniform repartizat în toată masa după uscarea refractarelor brute. Clorura de calciu fiind solubilă în apă migrează la suprafaţă în timpul uscării lor. Datorită punctului său de topire relativ scăzut, clorura de calciu se desprinde în timpul folosirii refractarelor separat de substanţa lor. Pentru a preveni migrarea la suprafaţă se adaugă un procent de 0,1 — 2 % de carbonat de sodiu.

S-a mai încercat şi folosirea Zr^{95} care are proprietăţi inferioare Ca^{45}, emite radiaţii gama, ceea ce îngreuiază manipularea, dar are preţul de cost mai redus [10]. Fe^{59} a fost şi el folosit, de asemenea, în experimentări [7]. A fost folosit pentru marcarea cărămizilor şi izotopul bariului, Ba^{140}, sub forma BaO [10], emiţător gama cu timp de înjumătăţire 12,8 zile. În scopul urmăririi repartizării incluziunilor nemetalice în lingou este folosită radiaţia penetrantă a La^{140} [5], [12].

În general, rezultatele obţinute au arătat că există o contribuţie importantă a materialelor refractare la formarea incluziunilor. Pe baza datelor s-au putut face aprecieri asupra calităţii materialelor refractare şi în final s-a putut interveni asupra calităţii oţelului.

Printre rezultatele cele mai interesante [3], [11], sînt acelea că refractarele purifică oţelul, în sensul că, după parcurgerea unor canale de turnare cît mai lungi, lingourile respective sînt mai curate. În canalele de turnare este reţinută o cantitate importantă (circa 40 %) de reziduuri de la dezoxidare. Topiturile turnate prin sistemul sifon sînt, în ceea ce priveşte incluziunile nemetalice din oţel, ceva mai curate decît cele turnate prin partea de sus. Astfel, pentru un pod de turnare de 4 × 4 lingouri, la lingourile cele mai apropiate de pîlnie s-au găsit mai multe incluziuni decît la cele mai depărtate. Rezultatele au fost confirmate şi pentru turnarea de 36 lingouri.

Evident afirmaţiile cuprinse în articolele citate [3], [12] pot provoca multe discuţii, ele sînt chiar în contradicţie flagrantă cu ideea de bază a lucrării de faţă. Totuşi, există posibilitatea ca materialele refractare, cu calităţi deosebite, să purifice oţelul turnat prin ele, iar una dintre metodele de verificare este metoda propusă în acest articol. Problema rămîne deschisă pentru discuţiile ce vor avea loc în continuare între producătorii de refractare şi oţelari.

Precizarea problemei de către Combinatul Siderurgic Hunedoara ; alegerea metodei. Din discuţiile asupra cazului concret propus de Combinatul Siderurgic Hunedoara, s-a stabilit că interesează determinarea originei incluziunilor nemetalice macroscopice exogene în oţelul calmat pentru osii de cale ferată. Volumul minim al unei incluziuni a fost impus la aproximativ 1 mm^3, adică nu sînt interesante în prima instanţă incluziunile cu un volum mai mic. Metoda urma să determine contribuţia materialelor refractare la formarea incluziunilor nemetalice macroscopice şi creearea unui criteriu obiectiv de apreciere a calităţii loturilor diferite de materiale refractare.

Din cele două metode principale : metoda electrolizei probelor cu determinarea activităţii prin numărare şi metoda detectării incluziunilor prin autoradiografie, s-a eliminat prima metodă deoarece : prin electroliză se obţin toate incluziunile (separarea incluziunilor macroscopice de cele microscopice este foarte dificilă, iar fără această separare nu se pot da rezultate cantitative asupra problemei solicitate. În cazul probelor luate din laminate problema este şi mai dificilă din cauza pulverizării incluziunilor ; nu se pot investiga decît volume mici de oţel ; refractarele marcate trebuie tratate special pentru a nu permite migrarea trasorului la suprafaţa tubularelor sau cărămizilor. În cazul migraţiei trasorului la suprafaţa cărămizilor, rezultatele obţinute prin electroliză sînt eronate deoarece activitatea probelor din oţel este mărită necorespunzător conţinutului de incluziuni macroscopice prin fenomenul de coroziune a trasorului de către oţelul turnat prin refractare ; nu se pot face pentru incluziuni macroscopice corelări cu metoda clasică a cercetării suprafeţei unor probe din oţel, metoda fiind greu de controlat din această cauză.

S-a ales metoda detectării prin autoradiografiere deoarece : se pot investiga volume mari de oţel ; se pot obţine date cantitative din raportul dintre numărul total de incluziuni de pe probă şi numărul de incluziuni dovedite a fi radioactive ; se pot face corelări cu metoda clasică ; refractarele marcate nu trebuie tratate în mod special.

În ceea ce priveşte problema probelor iniţial s-a convenit să se lucreze pe cele obişnuite luate de la laboratorul oţelăriei pentru determinarea conţinutului de incluziuni prin metode clasice. Deşi acest număr de probe este considerat prin natura lucrurilor suficient, nu ne-a mulţumit deoarece numărul de incluziuni detectate nu permite adunarea unor date concludente pentru aprecieri cantitative. Metoda poate fi îmbunătăţită radical. S-a luat legătură cu uzina „23 August" şi „Atelierele CFR Griviţa Roşie" şi din consultări s-a ajuns la concluzia că se pot lua probe din toate osiile rebutate la strunjire şi la controlul cu ultrasunete. În felul acesta se obţine investigarea unor volume foarte mari de oţel şi a unui număr mare din incluziuni, corespunzătoare masei de oţel străbătută în timpul strunjirii de ultrasunete.

Rezultate experimentale

Estimarea activităţii trasorului folosit la marcare. Activităţile folosite au fost calculate presupunînd că volumul minim al incluziunilor macro este de aproximativ 1 mm^3, iar înnegrirea minimă se obţine pentru un flux de 10^8 particule/cm^2 emulsie. În literatura de specialitate, sînt date diferite valori ale activităţilor folosite în funcţie de premisele de la care o pornesc autorii respectivi. Astfel, Kalinnikov E. S., Samarin A. M. au folosit la marcarea unei cantităţi de 1 tonă, 150 mc/CaCl$_2$. Ei au considerat că limita inferioară a diferenţei dintre viteza de numărare şi fond ce poate fi măsurată cu contorul este de 2—3 pulsuri/min. Z. Bojarski a folosit la marcarea unei cantităţi de 100 kg refractar, 45 mc Fe^{59} sub forma de Fe$_2$O$_3$, pornind de la premisa că 10^{-3} mc/cm^2 este detectabil autoradiografic [7]. La marcarea cărămizilor refractare cu CaCl$_2$ s-au folosit în acest articol circa 70 mc pentru o porţie de amestec de 225 kg, care era alcătuit din : 100 kg argilă, 100 kg şamotă şi 25 kg apă.

Tabela 1

Caracteristicile izotopilor folosiţi la marcarea cărămizilor refractare (7)

Izotop	$T_{1/2}$	Secţiunea eficace de absorbţie pentru neutroni termici, barn	Energia radiaţiilor β, MeV	Energia radiaţiilor γ, MeV
Ca^{45}	164 d	0,43	0.25	– nu –
Zr^{95}	65 d	0,180	0,364 (54%) 0,396 (43%) 0,883 (3%)	0,722 (43%) 0,754 (54%)
Fe^{59}	45,1 *d*	2,53	0,27 (46%) 0,46 (54%) 1,56 (0,3%)	0,19 (2,8%) 1,10 (57%) 1,29 (43%)
Ba^{140}	12,8 *d*	–	0,48 (40%) 1,02 (60%)	0,03 0,13 0,16 0,30 0,54
La^{140}	40,2 h	8,9	0,42 (16%) 0,86 (12%) 1,15 (20%) 1,36 (30%) 1,62 (14%) 2,20 (8%)	0,33 (24%) 0,49 (46%) 0,82 (26%) 0,89 (11%) 1,60 (96%) 2,57 (4%)

Marcarea şi urmărirea mortarului podului de turnare (oţelăria 1 C.S.H.). Prima experienţă a fost efectuată cu scopul determinării contribuţiei mortarului folosit la îmbinarea diferitelor părţi ale podului de turnare, respectiv pîlnie, tubulare, flanşe şi canale la generarea incluziunilor nemetalice macroscopice în oţel şi totodată pentru a experimenta cu o cantitate mică de materiale radioactive mersul operaţiilor proiectate. În acest scop s-a marcat mortarul cu $Ca^{45}Cl_2$. Pe podul montat s-a turnat oţel calmat în două lingotiere de 2 t fiecare. Un lingou a fost laminat în ţaglă de 200 × 200 mm, cu lungimea de 7 500 mm au fost tăiate probe de grosimi de la 20–60 mm, la distanţele următoare: 1. 400 mm; 2. 1 000 mm; 3. 1 400 mm; 4. 2 000 mm; 5. 2 500 mm 6. 3 000 mm; 7. 4 000 mm; 8. 5 200 mm; 9. 6 000 mm; 10. 7 300 mm. Probele au fost apoi radiografiate. Autoradiografiile arată că mortarul poate forma în oţel incluziuni, de aceea se recomandă ca podul de turnare să fie curăţat minuţios înaintea turnării.

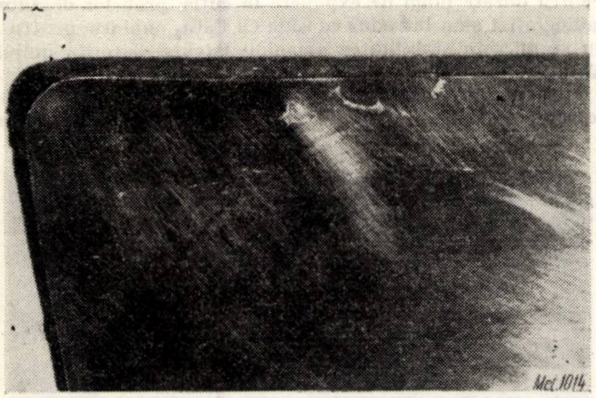


Fig. 1. Probă din oţel cu incluziune provenită din mortar (proba 9 B).

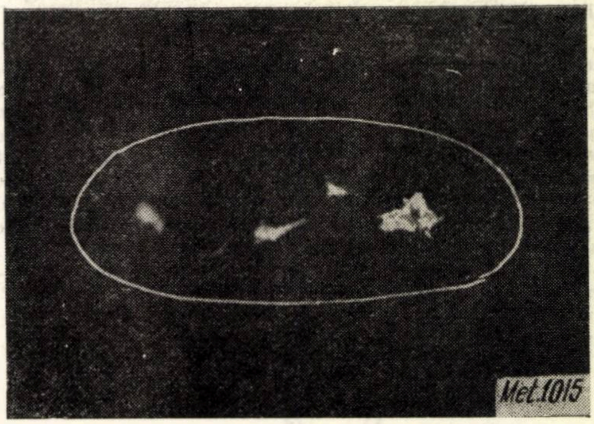


Fig. 2. Autoradiografia probei 9 B.

Autoradiografia 9 B arată o incluziune găsită la proba luată la distanţa de 7 300 mm în lingou, adică din piciorul laminatului. Metoda s-a dovedit a fi expeditivă şi rezultatele au concordat cu presupunerile oţelarilor în ceea ce priveşte dimensiunea şi poziţia incluziunilor în lingou; figura 1 reprezintă proba 9 B şi figura 2 autoradiografia părţii ce conţine incluziunea.

Marcarea cărămizilor (Fabrica de refractare ,,Muncitorul" — Cristian-Braşov). Pentru a urmări contribuţia refractarelor podului de turnare ca sursă de incluziuni nemetalice macroscopice în oţel s-au confecţionat cărămizile podului, respectiv pîlnia, cărămizile tubulare, cărămida stea, canalele şi canalele de capăt, din material refractar cu Ca^{45}. Datele asupra cărămizilor care au fost fabricate, compoziţia chimică a amestecurilor şi constantelor fizice sînt date în tabela 2. Granulaţia argilei este 0–2 mm, iar a şamotei 0–2,5 mm. Pentru a realiza repartizarea omogenă a trasorului în masa refractară, acesta, sub formă de soluţie apoasă $CaCl_2$, a fost introdus în apa de plastifiere a masei şi apoi s-a adăugat compoziţiei de argilă şi şamotă în amestecător.

Din amestecător compoziţia trece prin presa de calupuri, iar apoi calupurile sînt introduse în amestecătorul de la presa de formare a cărămizilor de diferite forme. Măsurile de radioactivitate a diferitelor probe din materialul refractar brut arată că a fost realizată o repartizare uniformă a trasorului cu excepţia calupurilor de curăţire care manifestă o radioactivitate sensibil deosebită pe feţele laterale faţă de miezul calupului. În timpul fabricării cărămizilor marcate o atenţie deosebită a fost acordată eliminării deşeurilor şi protecţiei contra radiaţiilor a personalului care modelează cărămizile. Problema deşeurilor radioactive a fost soluţionată prin transformarea deşeurilor din forma de pastă radioactivă, care prezenta un pericol mare de contaminare, în deşeuri solide prin coacere. Pentru a împiedica contaminarea celor care

Tabela 2

Felul cărămizii	Compoziţia amestecului		Compoziţia chimică, %				Porozitatea, %	Absenţa de apă	Greutatea volumetrică, g/cm³
	Argilă	Şamotă	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	Diverse			
	50	50	55,16 63,98	1,80 2,28	28,93 ...33,25	0,97			
Stele							24,54	13,27	1,85
Tubulare							24,62	13,08	1,89
Canale							27,37	14,88	1,84
Canale de capăt							26,40	14,12	1,87

ucrează la confecționarea cărămizilor, Ca^{45} făcînd parte din grupa de mare toxicitate, s-a lucrat cu mănuși de protecție, sub supravegherea continuă cu aparatură specială pentru detectarea radiațiilor beta moi ale Ca^{45} (detector contor cu fereastră). În experiențe am evitat folosirea debitmetrelor cu contor pentru radiații beta dure sau a radiometrelor tip ,,TISS'' cu contoare STS-6. La sfîrșitul operațiilor s-a măsurat contaminarea și s-au decontaminat utilajele folosite [9].

Turnarea oțelului prin tuburi marcate (C.S.H. oțelăria I). Cu cărămizile marcate cu Ca^{45}, după metoda arătată mai sus, s-au montat cinci poduri de turnare de cîte patru lingouri a 3,3 t fiecare. În figura 3 este reprezentată o secțiune printr-un pod de turnare a oțelului. Un pod era alcătuit din tubularele marcate, restul cărămizilor fiind din refractar nemarcat; 4 poduri aveau cărămizile tubulare, steaua, canalele și canalele de capăt marcate, iar pîlnia și flanșa erau obișnuite. Oțelul turnat, oțel calmat pentru osii, avea următorul buletin de analiză: C — 0,27; Mn — 0,73; S — 0,025; Ni — 0,16; P — 0,032; Cu — 0,22; Si — 0,44; Cr — urme; Mo — urme; Wo — urme.

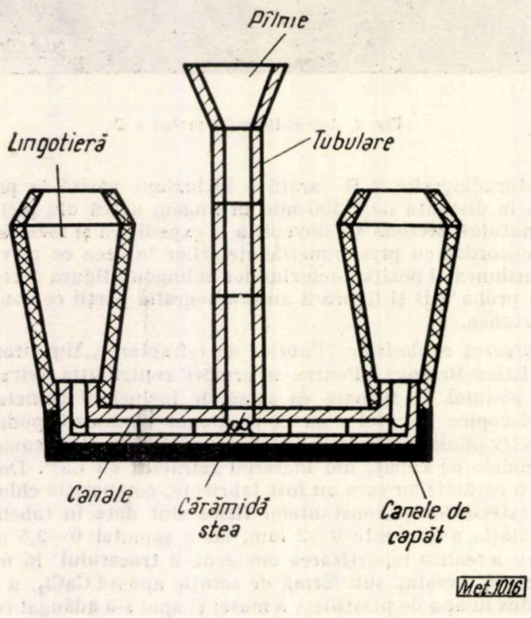


Fig. 3. Schema podului de turnare.

Condițiile de turnare au fost următoarele: temperatura la evacuarea oțelului a fost de 1 550°C; temperatura de turnare 1 460°C, măsurată cu pirometrul optic necorectat; timpul de ședere în oală a fost de 10 min și 40 s; timpul de turnare a fost de 5 min și 30 s. Pentru a evita împrăștierea deșeurilor solide provenite din cărămizile marcate ale podului de turnare și a preveni contaminarea halei de pregătire a lingotierelor s-a hotărît ca pîlniile după turnare să fie dezbătute după ce au fost bine umectate. În felul acesta se elimină împrăștierea prafului contaminat. Deșeurile solide au fost strînse cu atenție și transportate într-un loc puțin accesibil. Pentru a se asigura că nu se contaminează mediul în timpul dezbaterilor pîlniilor s-au efectuat măsurări ale contaminării atmosferei din hală după metoda folosită la măsurarea radioactivității atmosferice [16].

S-au luat probe de aer prin aspirare pe filtre speciale care au fost apoi măsurate cu un numărător cu un contor Geiger Müller. Nu s-au observat modificări nepermise față de radioactivitatea naturală din hala de pregătire. Contaminarea oțelului datorită incluziunilor ce conține trasorul, la activitatea cu care au fost marcate refractarele, este mult sub limita admisă [17].

Pregătirea probelor de oțel și autoradiografierea înainte de luarea probelor, lingourile au fost măsurate la suprafață cu un aparat cu contor cu fereastră și apoi au fost laminate sub formă de țagle de 300 × 200 mm. Probele, după tăierea cu fețele paralele, au fost bine lustruite prin strunjire și polizare cu hîrtie de șlefuit. Înainte de expunere, probele au fost curățite și degresate cu alcool.

Pentru autoradiografierea probelor (care în principiu constă în punerea în contact a unei probe cu o emulsie fotografică), au fost folosite filme pentru radiații Röntgen tip ,,Agfa-Laue-Röntgen'' de dimensiunea 300 × 240 mm.

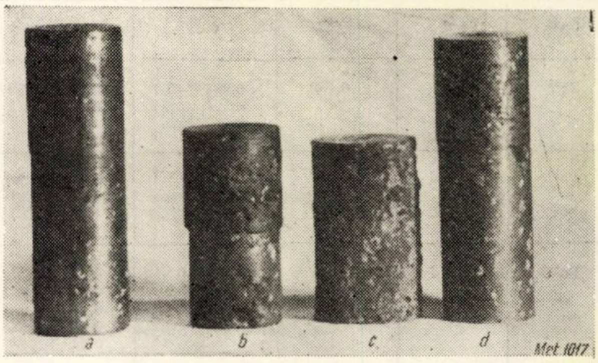


Fig. 4. Probe din oțelul solidificat pe canalele podului de turnare.

În scopul evitării acțiunii chimice între emulsia fotografică și metal au fost folosite foițe de policlorură de vinil cu grosimea de 8—12 μ. Realizarea presării filmului pe probă se face cu o presă formată din două plăci metalice care se pot apropia cu ajutorul unor șuruburi. Contactul cît mai bun între film și probă se poate realiza cu ajutorul unui cauciuc poros. În ceea ce privește determinarea timpului de expunere, s-au folosit datele din literatură în care se arată că pentru a se obține o densitate de înnegrire de 0,1—0,5, filmul trebuie să fie expus la un fascicul de 10^6 — 10^8 electroni/cm^2 emulsie [7]. Timpul de expunere a variat în limite foarte largi de la 75—166 ore în funcție de activitățile probelor. Pentru durate lungi de expunere în cutia probelor de autoradiografiat s-au introdus capsule cu $CaCl_2$ anhidru pentru a nu se micșora stabilitatea imaginii latente datorită umidității.

Developarea filmelor a fost făcută în condițiile indicate pe rețetele filmelor folosite. Timpul de developare a variat de la 30 min și 30 s la 6 min în funcție de temperatura la care se lucra. Timpul de fixare a fost 5 min. S-a developat la lumină roșie.

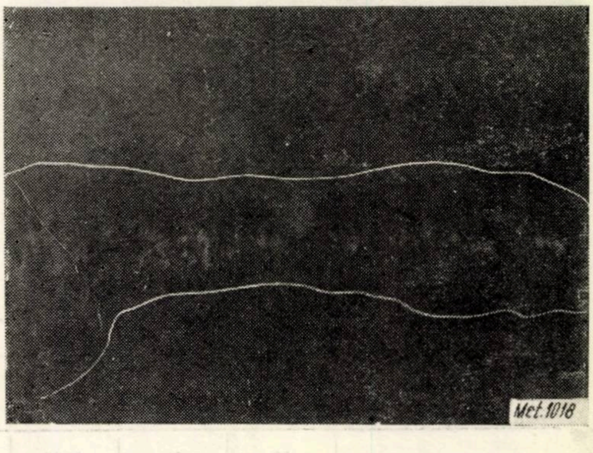


Fig. 5. Autoradiografia probei ,,d'' din figura 4.

Autoradiografiile au fost repetate pentru fiecare față de două ori și nu au fost luate în considerare decît înnegririle care se regăsesc pe ambele filme. S-au examinat apoi probele și filmele respective vizual sau microscopic și s-a identificat corespondența înnegririlor.

Este de remarcat că au fost obținute pe unele filme mici puncte înnegrite care s-au repetat ca poziție, fără a fi deci accidentale, dar și fără a avea corespondent macroscopic pe probele de oțel. Acestea sînt puncte care corespund unor aglomerări chimice a trasorului corodat sau unor incluziuni acoperite cu un strat extrem de subțire de metal.

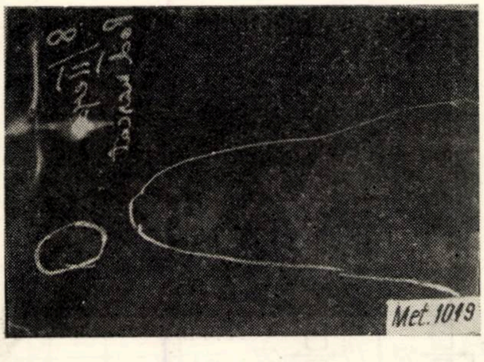


Fig. 6. Autoradiografia unei probe.

În afară de autoradiografiile pe probele amintite s-au mai făcut cîteva orientative pe probe din oțelul solidificat pe canalele de turnare. Aceste probe, așa cum se vede și în figura 4, conțin o mare cantitate de incluziuni din care desigur o parte au reușit să ajungă în lingou. Autoradiografiile probelor strunjite din figurile 5 și 6 arată că sînt tocmai incluziunile marcate cu trasori radioactivi.

Concluzii

Determinarea originii incluziunilor nemetalice în oțel constituie o problemă importantă în producție și cercetare, amplu tratată în literatura de specialitate.

Metodele neradioactive de studiu au fost și sînt insuficiente, din care cauză au fost proiectate și experimentate în numeroase cazuri metodele radioactive, care au dat rezultate ce completează informațiile din cercetările anterioare.

Pentru cazul particular solicitat de Combinatul siderurgic Hunedoara metoda expusă este satisfăcătoare și poate fi folosită. Complexitatea problemelor importante din oțelărie cere însă abordarea unor lucrări cu caracter mai extins care să cuprindă și alte sectoare din activitatea oțelăriilor. Implicit este nevoie de un volum mai mare de lucrări cu trasori radioactivi în oțelării, cu sprijinul unui nucleu de specialiști în lucrări cu radioizotopi organizați într-un laborator al Combinatului siderurgic Hunedoara.

BIBLIOGRAFIE

[1] A. Samarin. *The use of artificealy radioactive isolopes in the study of the process of the production of steel and iron.* Procedings of the first United Nations International conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy. Geneva, 1955, 15, p. 151–159. [2] Kienov, S., Breitel, K. L., Heinemann, K., *Uzura cărămizilor canalelor în funcție de sortimentul cărămizilor și de compoziția oțelului*, Sthal und Eisen *76*, 1956, nr. 22 (1 nov.) p. 1416–1426 (trad. din l. germană) [3] Specth, G. K. *Separări nemetalice depuse pe osaturile de turnare precum și uzura cărămizilor canalelor în cazul oțelurilor calmate Siemens-Martin.* [4] Tsekhanskii, I. M., Ilusnojarov, D. G., Suslopanov, E. G., *Studiul radioactivității incluziunilor nemetalice în oțel prin electroliză.* Ognenpori *23*, 1958, nr. 2, p. 82–87. [5] Houseman, H. D., *Bond Strength, Radioactive Tracers and Casting-Pit Refractories.* The Refractories Journal, 1958, aug. p. 353–365. [6] Houseman, H. D., *Radioactive Tracer Techniques in Refractories Research.* The Refractorie. Journal, 1958, dec., p. 540–548. [7] Bojarskii, Z., Orzeszko, W.-Pawlowski, P., Wusatowski, R., Ziolowscki, Z. *An Assessment trial of the Quality of Refractory Materials Used in a Casting pit and the distribution., of non-metalic inclusions in steel by means of radioactive tracers.* Radioisotopes in scientific research UNESCO, 1958, p. 388–407. [8] Sawickij, S. P., *Use of radioisotopes in research and technology in U.R.S.S.* Nucleonika, 3, 1958, nr. 5 p. 575 – 582. [9] Șandru, P. *Protecția contra radiațiilor în tehnica nucleară.* Tehnica nucleară nr. 2, 1958, p. 23–29. [10] Saito, T., Shimanuki, R., *Sources of Non-metalic, Inclusions in steel ingot*" Radioisotopes in scientific research UNESCO, 1958, p. 362–375. [11]. Faraggi, H., *Some exemples of the use of autoradiography in metalurgy* CEA, 1232. [12]. Pröptl, H. G. *Tehnica folosirii izotopilor radioactivi la cercetarea proceselor metalurgice în oțelărie.* Stahl und Eisen nr. 13 (1960) iunie p. 863–877 (trad. din l. germană) I.D.T. [13]. Treppschuh, H., Pachaly, E., *Cercetări cu izotopi marcați radioactivi asupra uzurii cărămizilor refractare pentru turnarea oțelului și influența ei asupra purității oțelurilor aliate pentru construcții.* Sthal und Eisen nr. 13 1960 p. 878–882. (trad. din l. germană I.D.T.). [14]. Plöckinger, E., Wahlster, M.,. *Cercetări asupra formării și separării produselor de dezoxidare.* Stahl und Eisen nr. 10 1960, p. 659–669 (trad. din l. germană, I.D.T.). [15]. Makin, S. M., *The use of irradiated extraction replicas to identily inclusions and precipitates in metals : a preliminary note.* Intem J. Appl. Radiations and isotopes 7, 1960 ian. p. 258–259. [16]. Jorgulescu, A., *Determinarea concentrației radonului din atmosferă prin măsurarea descendenților solizi pe probe filtrate.* Studii și cercetări de fizică, 1960, nr. 11, p. 232. [17]. Șandru, P., Topa, A. : *Determinarea timpului de uzură a căptuselii furnalului înalt.* Tehnica nucleară nr. 7, 1961, p. 429–435. [18]. Tehanski, M. M., *Cercetarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a influenței refractarelor asupra impurificării oțelului*, Stal, nr. 1, 1962, p. 66–67.

CZ 621.783.322–225.1 : 621.785.3

Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de recoacere tip tunel

GHEORGHE TĂCUTU și ION CZELLI
Uzina „Oțelul roșu”

De obicei tablele subțiri, după laminare, se supun unui tratament de recoacere pentru recristalizare. Cuptoarele folosite în acest scop la uzinele „Oțelul roșu” sînt de tip tunel. Tablele așezate cu ajutorul macaralei pe masa de recoacere se acoperă cu capacul de recoacere, cu lada propriuzisă, iar marginile capacului se etanșează cu nisip. Tabla, astfel împachetată, se așază pe un vagonet de recoacere care se introduce în cuptor. Vagonetele de recoacere sînt deplasate înainte cu lungimea unui vagonet la anumite intervale de timp, din trei în trei ore sau din patru în patru ore.

Cuptorul este împărțit în zone : zona de preîncălzire cu temperatura de 300—600°C, zona de încălzire cu temperatura cuprinsă între 600—1 000°C și zona de răcire cu temperatura cuprinsă între 1 000—500°C. Încălzirea are loc cu gaz metan în două camere așezate pe fiecare parte longitudinală a zonei de încălzire, dotate fiecare cu cîte un arzător tip G.A.R. 60.

Gazele calde ale arderii intră în spațiul de lucru al cuptorului prin deschizăturile camerelor de ardere, îmbracă lăzile de recoacere în care se află tabla ce trebuie recoaptă și apoi își urmează drumul către capătul de intrare al vagoneților cu material.

Acest procedeu de încălzire nu mai corespundea cerințelor mereu crescînde ale producției, întrucît nu asigura calitatea corespunzătoare tablelor recoapte. Pentru rezolvarea imediată a problemei s-a analizat regimul termic al cuptorului și s-a acționat asupra temperaturii zonei de încălzire și asupra timpului de menținere în diferitele zone.

Mai întîi a fost ridicată temperatura de funcționare pînă la maximum admis. Rezultatele obținute nu au fost cele așteptate deoarece cantitatea de tablă recoaptă s-a mărit, dar nu în suficientă măsură, nefiind nici de calitate cerută. Prin această supraîncărcare termică a cuptorului a ieșit în mod și mai evident neomogenitatea temperaturii materia-

lului din partea superioară a lăzii şi a celui din partea inferioară. O dată cu ridicarea temperaturii, pe lîngă dezavantajul unei recoaceri neomogene, a mai apărut inconvenientul unei uzuri mai pronunţate a utilajului de recoacere (mese şi capace).

Pentru obţinerea unei temperaturi omogene în toată masa de material, pentru evitarea supraîncălzirii materialului a fost necesară coborîrea temperaturii de încălzire şi lungirea zonei cu temperatură maximă. În acest fel materialul nu s-a mai supraîncălzit şi s-a asigurat o temperatură omogenă în toată masa materialului. Realizarea acestei modificări s-a obţinut prin montarea a şase arzătoare tip TD 10, grupate cîte trei de fiecare parte a cuptorului în lungul zonei de preîncălzire (aşezarea arzătoarelor fiind cea din schiţă (fig. 1).

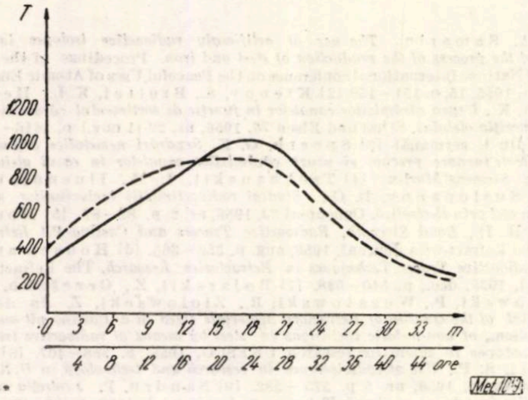


Fig. 1. ——— regim vechi ; – – – – regim nou.

Distribuţia în acest mod a arzătoarelor s-a făcut pentru a obţine o dispersare a fluxului total de căldură şi prin urmare coborîrea temperaturii în zona de ardere a gazelor la focarele cuptorului prin micşorarea debitului de gaz care arde la aceste focare, iar cu diferenţa de gaz obţinută, în urma măsurii luate, au fost alimentate arzătoarele nou montate. Rezultatele obţinute au fost următoarele : temperatura cuptorului la focare a scăzut, a crescut temperatura în zona de preîncălzire fără însă să se resimtă o urcare pronunţată a temperaturii gazelor arse în canalul de fum, calitatea tablei recoapte este cu mult îmbunătăţită. De asemenea, se obţine o uşoară reducere a consumului de utilaj de recoacere.

Prin regimul nou de funcţionare a cuptorului (fig. 2) s-a mărit timpul de staţionare a lăzilor de recoacere la o temperatură mai ridicată şi în consecinţă s-a ajuns la un schimb de căldură mai mare decît în cazul vechiului regim de funcţionare.

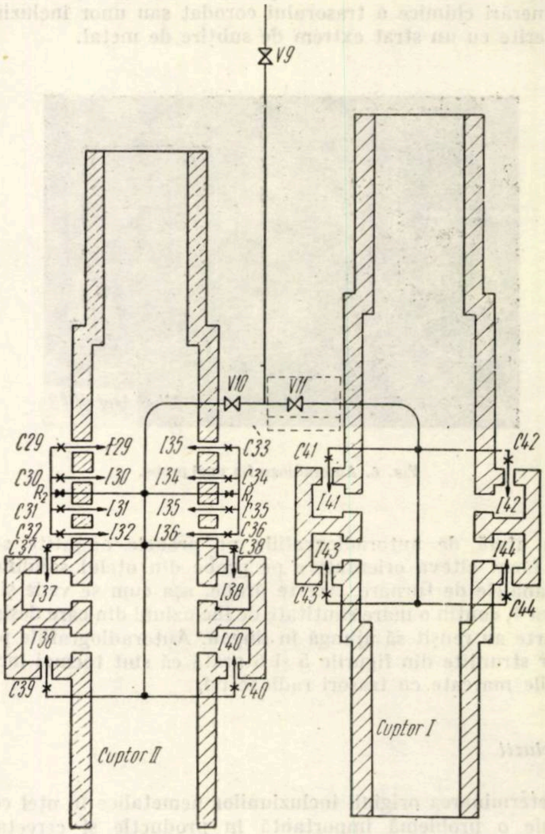


Fig. 2. Cuptoare de recoacere. Schema instalaţiei de gaz.

construcția de mașini

CZ 621.18.014.4 : 662.612.5

Stabilirea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere din agregatele de cazane de abur

Prof. ing. MIRCEA POSTELNICESCU
Institutul politehnic – București.

Consumul de combustibil la un cazan, respectiv randamentul lui, este un factor important de care trebuie să se țină seama în mod special la proiectarea unui cazan de abur.

Principalele pierderi de căldură la un cazan de abur sînt pierderile cu gazele de ardere evacuate la coș. Combustibilul fiind dat și modul de ardere a lui ales, proiectantul poate interveni de fapt numai asupra acestor pierderi, micșorarea lor necesitînd scăderea temperaturii gazelor de ardere evacuate din agregat.

Pe de altă parte, scăderea temperaturii gazelor de ardere duce la mărirea suprafețelor de schimb de căldură, ca și la variația puterilor necesare circulației gazelor de ardere, a apei în economizor și a aerului de ardere în preîncălzitorul de aer.

Ca urmare, atît cheltuielile de investiții cît și cheltuielile anuale variază cu temperatura gazelor de ardere evacuate din agregat. Există deci o temperatură optimă din punct de vedere economic.

Principiul metodelor de stabilire a temperaturii optime. Se notează cu : I-investițiile în construcția agregatului de cazan, lei; C-cheltuielile anuale determinate de producția lui, lei/an ; r_n – termenul de recuperare normat pentru ramura economică respectivă, ani.

Dacă se consideră două soluții $1 = I_1$, C_1 și $2 = I_2$, C_2 ale problemei pentru care : $I_1 > I_2$; $C_1 < C_2$, pentru ca soluția 1 să fie mai eficientă din punct de vedere economic decît soluția 2, este necesar ca :

$$\frac{I_1 - I_2}{C_2 - C_1} \leqslant r_n, \tag{1}$$

adică surplusul de investiții necesar realizării variantei cu cheltuieli anuale mai mici să fie recuperat prin economia de cheltuieli anuale într-un termen mai mic sau cel mult egal cu termenul de recuperare normat.

Inegalitatea (1) poate fi scrisă și sub forma : $\frac{I_1}{r_n} + C_1 \leqslant \frac{I_2}{r_n} + C_2$, astfel incît, o metodă pentru stabilirea, în general, a eficienței economice a investițiilor are la bază criteriul „cheltuielilor teoretice de calcul" [1] :

$$Z = \frac{I}{r_n} + C. \tag{2}$$

Temperatura optimă de evacuare a gazelor de ardere din agregat va fi aceea pentru care Z este minim.

În rezolvarea problemei propuse se poate folosi însă și o altă metodă [2], ca fond echivalentă celei de mai înainte, dar care prezintă avantajul unei posibilități mai mari de analiză a influenței – din punct de vedere economic – a diverselor temperaturi de evacuare a gazelor de ardere la coș, calculele nefiind de la început și intim legate de termenul r_n.

La o variație a temperaturii gazelor de ardere evacuate din agregat t_{ev} – ceilalți factori rămînînd constanți – atît cheltuielile de investiții cît și cheltuielile anuale vor varia : $I = f(t_{ev})$, $C = g(t_{ev})$.

Eliminînd pe t_{ev} se ajunge la o relație între I și C : $\varphi(I, C) = 0$, care este reprezentată în fig. 1 prin curba AB. Practic, această curbă se va construi prin puncte, calculîndu-se I și C pentru un număr satisfăcător de valori t_{ev}.

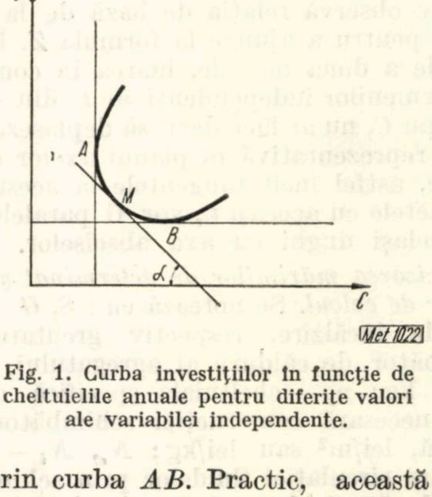


Fig. 1. Curba investițiilor în funcție de cheltuielile anuale pentru diferite valori ale variabilei independente.

În punctul A, deci pentru temperatura t_{ev} corespunzătoare, cheltuielile anuale sînt minime, în timp ce pentru punctul B investițiile sînt minime.

Temperatura optimă a gazelor de ardere evacuate din agregat va rezulta din condiția, ca cheltuielile suplimentare de investiții să fie recuperate prin economia de cheltuieli anuale într-un anumit termen — termenul de recuperare, r ani. Matematic, această condiție este : $-\frac{\mathrm{d}I}{\mathrm{d}C} = r.$

Dacă se duce tangenta la curbă sub unghiul $\alpha = \operatorname{arc\,tg} r$ cu axa absciselor, punctul de tangență M va satisface această condiție și temperatura t_{ev} corespunzătoare va fi optimă pentru un anumit termen de recuperare r. Pentru un alt termen de recuperare, se va determina noua soluție ducînd, ca mai înainte, la curba construită, o nouă tangentă.

Avantajul acestei metode este astfel evident : curba I, C se trasează odată și este independentă de termenul de recuperare. Printr-o simplă construcție geometrică se poate foarte ușor stabili temperatura t_{ev} optimă pentru orice termen de recuperare, putîndu-se astfel mai bine analiza diversele soluții.

Este adevărat însă că prima metodă permite să se compare mai ușor soluții în care una sau mai multe mărimi au variat, la valori precizate. Într-un atare caz, metoda a doua ar necesita construcția unei familii de curbe I, C. Această din urmă metodă poate deveni apoi practic inaplicabilă atunci cînd variațiile lui I și C de la o soluție la alta sînt mici și deci exactitatea în construcția curbei I,C și a tangentei devine relativă.

Observație. Termenii din componența lui I sau C care nu variază cu t_{ev}, atunci cînd se trece de la o variantă la alta, pot fi eliminați atît din determinarea cheltuielilor teoretice de calcul, cît și din construcția curbei I,C. Acest lucru este evident pentru prima metodă dacă se observă relația de bază de la care se pleacă pentru a ajunge la formula Z. În cazul celei de a doua metode, luarea în considerare și a termenilor independenți de t_{ev} din expresia lui I sau C, nu ar face decît să deplaseze paralel curba reprezentativă în planul axelor de coordonate, astfel încît tangentele la aceste curbe în punctele cu aceeași t_{ev} vor fi paralele și deci fac același unghi cu axa absciselor.

Precizarea mărimilor de determinat și a condițiilor de calcul. Se notează cu : S, G — suprafața de încălzire, respectiv greutatea unui schimbător de căldură al agregatului, m², respectiv kg ; p_s — cheltuiala specifică de investiție necesară construcției schimbătorului de căldură, lei/m² sau lei/kg ; N_e, N_i — puterile necesare circulației fluidelor prin schimbătorul de căldură considerat, kW ; p_e, p_i — cheltuielile specifice de investiții în instalațiile de circulație a fluidelor prin schimbătorul de căldură, lei/kW.

Dacă se consideră că agregatul de cazan va avea același gabarit în diferitele variante studiate , cheltuielile de investiții în construcția lui și care urmează a fi luate în considerare în cadrul problemei de rezolvat vor fi :

$$I = \sum G p_s + \sum N_e p_e + \sum N_i p_i, \text{ lei} \qquad (3)$$

sumele fiind extinse asupra tuturor schimbătoarelor de căldură ale cazanului.

Pentru calculul cheltuielilor anuale C, se consideră că cheltuielile de personal și cheltuielile de întreținere rămîn aceleași. În aceste condiții, notînd cu : B consumul anual de combustibil, în t/an sau m³N/an ; a-cota de amortizare a cheltuielilor de investiții ; h-durata anuală de utilizare a puterilor N_e și N_i, în ore/an ; p_c- prețul combustibilului, în lei/t sau lei /m³ N ; p_{ee} — prețul energiei electrice consumate, în lei/kWh, cheltuielile anuale ce vor fi luate în considerare pentru rezolvarea problemei sînt :

$$C = a I + B p_c + h p_{ee} \sum (N_e + N_i), \text{ lei/an.} \qquad (4)$$

Rămîn astfel de determinat, în condițiile de variație a temperaturii gazelor de ardere evacuate la coș, mărimile : B, S, N_e și N_i cu observația că, la cazanele cu circulație naturală, deplasarea fluidului interior în sistemul fierbător și supraîncălzitor se face pe cale naturală.

Calculul lui B, în cazul variației temperaturii t_{ev}, este o chestiune care nu ridică nici o dificultate.

Expunerea în cadrul prezentei lucrări a unei metodici de determinare a mărimilor S, N_e și N_i este o problemă mai puțin importantă, proiectantul putînd folosi în acest scop formule analitice sau nomograme de calcul, variabilă independentă fiind temperatura t_{ev}.

Prima metodică indicată permite a se compara ușor soluții în care, pe lîngă temperatura t_{ev}, ar varia și alte mărimi. Totuși, pentru a se putea trage cele mai juste concluzii asupra temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere din agregat, este necesar a se fixa în prealabil, pe considerente tehnico-economice, toate celelalte elemente ce intervin în proiectare, astfel încît singura variabilă independentă să rămînă temperatura t_{ev}. Ca urmare, comparația diverselor variante trebuie făcută considerînd același nivel de preîncălzire în agregat a aerului de ardere, orînduirea schimbătoarelor de căldură în lungul canalelor de gaze de ardere să rămînă aceeași, ca și cantitățile de căldură de transmis schimbătoarelor.

Temperatura minimă de evacuare a gazelor de ardere. Temperatura gazelor de ardere evacuate din agregatul de cazan nu poate fi coborîtă însă sub o anumită limită, de care evident trebuie să se ţină seama la stabilirea temperaturii optime.

Abstracţie făcînd de orice alte considerente, unul din factorii care limitează scăderea temperaturii t_{ev} este evitarea atingerii punctului de rouă. La arderea combustibililor conţinînd sulf, din cauza oxidării parţiale a SO_2 rezultat din ardere şi trecerii în SO_3 se obţine o valoare apreciabil mai ridicată a temperaturii de rouă (120–150°C), faţă de situaţia în care gazele de ardere nu ar conţine SO_3 (30–50°C).

Un alt grup de factori care condiţionează scăderea temperaturii gazelor de ardere la evacuarea din agregat este temperatura de preîncălzire în cazan a aerului de ardere şi temperatura apei de alimentare. În adevăr, dacă se notează cu : t_g — temperatura gazelor de ardere la intrarea în treapta inferioară a preîncălzitorului de aer, în °C ; t', t'' — temperaturile aerului de ardere la intrarea, respectiv ieşirea din treapta inferioară a preîncălzitorului de aer, în °C ; t_a — temperatura apei de alimentare, °C ; W_g, W_a — echivalentul în apă al gazelor de ardere, respectiv aerului care trece prin treapta inferioară a preîncălzitorului de aer, $\frac{\text{kcal}}{\text{h °C}}$, se poate scrie : $W_g(t_g - t_{ev}) = W_a(t'' - t')$ de unde :

$$t_{ev} = t_g - \frac{W_a}{W_g}(t'' - t'). \tag{5}$$

Deci, temperatura t_{ev} va putea fi cu atît mai coborîtă, cu cît temperaturile t_g şi t' vor fi mai scăzute şi cu cît temperatura t'' va fi mai ridicată. Cum raportul $\frac{W_a}{W_g}$ are o valoare de 0,6–0,8, rezultă că se va putea obţine o micşorare mai mare a temperaturii de evacuare prin scăderea temperaturii t_g decît prin ridicarea temperaturii t''. Temperatura t_g nu poate fi coborîtă însă mai jos decît temperatura $t_a + \Delta t$, Δt fiind practic de aproximativ 40°C.

Din relaţia (5) rezultă că preîncălzirea aerului de ardere în cazan, mai ales pentru instalaţiile cu puternică preîncălzire a apei de alimentare, capătă o mare importanţă în posibilitatea reducerii temperaturii t_{ev}, deci a măririi randamentului cazanului.

Temperatura t'' trebuie să rămînă însă inferioară temperaturii t_g şi ca urmare, pentru temperatura minimă t_g, valoarea maximă a temperaturii t'' va fi aproximativ t_a.

În aceste condiţii, temperatura minimă de evacuare a gazelor de ardere din agregat ce poate fi obţinută este dată de relaţia :

$$t_{ev\min} = t_a\left(1 - \frac{W_a}{W_g}\right) + \frac{W_a}{W_g}t' + 40. \tag{6}$$

Aplicaţie. Se consideră un cazan de abur construit conform schiţei din figura 2, funcţionînd cu gaze naturale şi avînd un debit normal de 40 t/h, temperatura aburului supraîncălzit 450°C, presiunea lui nominală 40 kgf/cm² şi temperatura apei de alimentare 150°C.

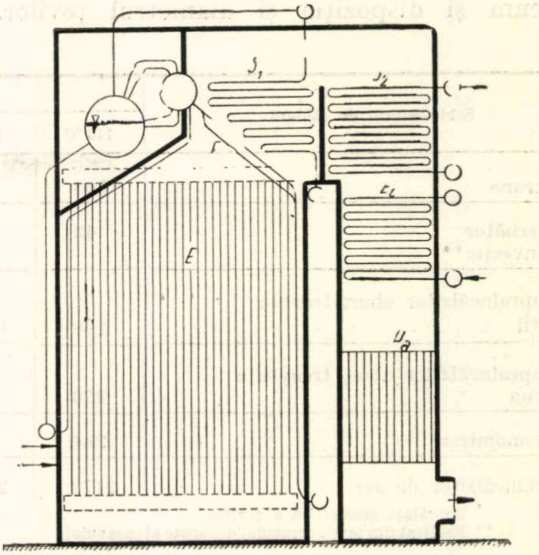


Fig. 2. Schiţa cazanului :
E – ecrane ; F – fascicul fierbător de convecţie : S_1 – treapta întîi a supraîncălzitorului de abur ; S_2 - treapta a doua a supraîncălzitorului de abur ; E_c – economizor ; P_a – preîncălzitor de aer.

Folosind metodicile expuse în prezentul studiu, se va stabili temperatura optimă de evacuare a gazelor de ardere din agregat. În acest scop, se vor determina mai întîi mărimile B, S, N_e, N_i pentru cîteva temperaturi t_{ev} alese, după care se vor calcula investiţiile şi cheltuielile anuale pe baza formulelor (3) şi (4).

***Temperatura minimă cu care gazele de ardere pot fi evacuate din agregat, variantele de calcul alese şi consumul orar de combustibil în aceste cazuri.* Temperatura minimă cu care gazele de ardere părăsesc cazanul rezultă, folosind cele arătate mai sus, de aproximativ 110°C.**

Ca urmare, pentru variantele de studiat, se aleg temperaturile t_{ev} = 110, 120, 140 şi 160°C.

Menţinînd constante, la valorile conform proiectului cazanului, temperatura apei la ieşirea din economizor, temperaturile aburului supraîncălzit între treptele supraîncălzitorului de abur (la locul de reglaj — prin injecţie), precum şi temperaturile de intrare şi ieşire a aerului de ardere în preîncălzitorul de aer, se calculează consumul orar de combustibil—redat în tabela 1—corespunzător temperaturilor t_{ev} alese, la sarcina normală a cazanului.

Tabela 1

t_{ev}, °C	110	120	140	160
B, m³N/h	3350	3370	3406	3440

Calculul mărimii suprafeţelor de schimb de căldură. Se păstrează orînduirea diverselor schimbătoare de căldură ale cazanului în lungul traseului gazelor de ardere; se menţin de asemenea secţiunile canalelor de gaze de ardere, precum şi dispoziţia şi diametrul ţevilor.

Tabela 2

Schimbătorul de căldură	Suprafaţa, m²				Greutatea, kg			
	110 °C	120 °C	140 °C	160 °C	110 °C	120 °C	140 °C	160 °C
Ecrane	563	530*	497*	480*	13250	12500	11700	11300
Fierbător convecţie**	42	42	42	42	990	990	990	990
Supraîncălzitor abur, treapta întîi	170	157	145	140	3350	3080	2845	2745
Supraîncălzitor abur, treapta a doua	376	354	314	277	7420	6840	6150	5440
Economizor	284	270	243	217	6700	6350	5710	5100
Preîncălzitor de aer	2178	2030	1738	1450	25600	23900	20400	17100

* Suprafaţa geometrică a ţevilor.
** Realizat din ţevile ecranului din spate al cazanului.

În aceste condiţii, variaţia mărimii suprafeţelor de schimb de căldură se va realiza: pentru ecrane şi preîncălzitorul de aer prin modificarea lungimii ţevilor, iar pentru celelalte schimbătoare de căldură prin variaţia numărului de rînduri de ţevi pe direcţia de scurgere a curentului de gaze de ardere.

În tabela 2 sînt redate mărimile suprafeţelor de schimb de căldură şi greutatea ţevilor cu care se realizează acestea, ţinînd seama că ţevile utilizate în construcţia analizată sînt: pentru sistemul fierbător 60 × 3; pentru supraîncălzitorul de abur 32 × 2,5; pentru economizor 38 × 3; pentru preîncălzitorul de aer 45 × 1,5.

Calculul puterilor de circulaţie. În tabela 3 sînt înscrise puterile necesare circulaţiei gazelor de ardere prin cazan la debitul normal al acestuia, iar în tabela 4 puterile necesare circulaţiei aerului de ardere prin preîncălzitorul de aer.

Pentru simplificare se neglijează puterile necesare circulaţiei apei prin economizor.

Tabela 3

Specificaţie	Temperatura, °C			
	110	120	140	160
Pierderea de presiune la scurgerea gazelor de ardere prin cazan, mm col. apă	58,3	56,3	52,5	49,1
Puterea electrică consumată pentru circulaţia gazelor de ardere prin cazan, kW	19,5	18,7	17,4	16,6

*Calculul investiţiilor şi cheltuielilor anuale**. Ţinîndu-se seama de cheltuielile specifice p_s lei/kg pentru construcţia diverselor schimbătoare de căldură, precum şi de greutăţile acestora (tabela 2), rezultă investiţiile respective.

De asemenea, în funcţie de cheltuielile specifice p_e, p_i lei/kW în instalaţiile de circulaţie a gazelor de ardere şi aerului de ardere, precum şi de puterile necesare redate în tabelele 3 şi 4, rezultă investiţiile în aceste instalaţii.

Rezultatele sînt redate în tabela 5.

Tabela 4

Specificaţie	Temperatura, °C			
	100	120	140	160
Pierderea de presiune la trecerea aerului de ardere prin preîncălzitorul de aer, mm col. apă	27,4	34,5	46	64
Puterea electrică consumată pentru circulaţia aerului de ardere prin preîncălzitorul de aer, kW	7,1	8,9	13,7	17,1

Tabela 5

Specificaţie	Temperatura, °C			
	110	120	140	160
Investiţiile în schimbătoarele de căldură ale cazanului, lei	685000	645000	573000	512000
Investiţiile în instalaţiile de circulaţie a gazelor de ardere şi aerului de ardere, lei	53200	55200	62200	67400
Total investiţii, lei	738200	700200	635200	579400

Pentru calculul cheltuielilor anuale, se consideră următoarele valori convenţionale: *a* —

---

* Neluîndu-se în considerare termenii din componenţa lui *I* sau *C* care nu variază cu t_{ev}, atunci cînd se trece de la o variantă la alta.

cota de amortizare a cheltuielilor de investiţii $= 5{,}5\%$; h — durata anuală de utilizare a cazanului la debitul normal = 5000 ore/an; p_c — preţul combustibilului = 0,115 lei/m³ N; p_{ee} — preţul energiei electrice consumate = 0,35 lei/kWh.

Ţinînd seama de formula (4) precum şi de cele stabilite, rezultă cheltuielile anuale redate în tabela 6.

Tabela 6

Specificaţie	Temperatura, °C			
	110	120	140	160
Cheltuielile de amortizare a investiţiilor, lei/ n	40500	38500	35000	31800
Cheltuielile pentru combustibil, lei/an	1930000	1935000	1960000	1978000
Cheltuielile pentru energia electrică consumată, lei/an	46500	48300	54400	59000
Total cheltuieli anuale, lei/an	2017000	2021800	2490400	2068800

Stabilirea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere. Întrucît variaţiile lui I şi C sînt mici atunci cînd se trece de la o soluţie la alta, metoda tangentei la curba investiţii-cheltuieli anuale nu va asigura o exactitate satisfăcătoare. Ca urmare, temperatura optimă de evacuare a gazelor de ardere va fi stabilită prin metoda cheltuielilor teoretice de calcul.

Admiţînd astfel un termen de recuperare de 6 ani, rezultă valorile lui Z înscrise în tabela 7.

Tabela 7

t_{ev}, °C	110	120	140	160
Z	2140000	2138800	2155400	2165000

Din această tabelă se deduce că temperatura t_{ev} optimă este în jur de 120°C.

Concluzii. Metodicile expuse la începutul lucrării, folosite după caz, permit determinarea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere la coş, temperatură importantă de care trebuie să se ţină seama în mod special la proiectarea unui cazan de abur.

Este însă evident faptul că metodicile prezentate pot să fie utilizate şi în rezolvarea altor probleme similare.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Conferinţa Unională tehnico-ştiinţifică referitoare la problemele determinării eficacităţii economice a investiţiilor capitale şi a tehnicii noi în economia naţională a U.R.S.S.* Probleme economice, *XII*, 1, 120 (1959); 2, 112.

[2] Kuzneţov, N. V. *Rabocie proţesî i voprosî usoverşenstvovania convectivnîh poverhnostei kotelnîh agregatov.* Gosenergoizdat, 1958, pag. 99.

CZ 621.436:629.12

Unele probleme ale fabricării în ţară a motorului Diesel mare marin* (II)

Ing. ADRIAN DUMITRESCU
I. T. C. M. E.

7. Aspectele tehnologice ale fabricaţiei motorului Diesel mare marin

Determinarea proceselor şi utilajelor tehnologice pentru fabricaţia motorului Diesel mare marin este legată în principal de:

a) seria de fabricaţie;

b) gabaritele geometrice, atît ale diferitelor repere şi ansamble cît şi ale motorului;

c) greutatea, atît a diverselor repere şi ansamble cît şi a motorului;

d) intervenţia secţiilor primare (turnătorii şi forje);

e) calitatea prelucrărilor şi gradul lor de precizie;

f) condiţiile de probe şi recepţie.

a) *Seria de fabricaţie*

Motorul Diesel mare marin fabricîndu-se nu numai în întreprinderile care au realizat construcţiile originale de motoare, dar şi în multe întreprinderi pe bază de licenţă, producţia lor — în general — se încadrează în aceea de unicate, mai rar serie mică. Întrucît se urmăreşte ca, folosind acelaşi parametru geometric (alezajul cilindrului), să se realizeze motoare de puteri diferite, situaţia se îmbunătăţeşte, adoptîndu-se construcţia motoarelor pe baza principiului agregării unor elemente tipizate, refolosindu-se aceleaşi elemente (pistoane, biele, cămăşi cilindru, coloane etc.), realizîndu-se astfel posibilitatea unei serii de fabricaţie. Prin intervenţia necesarului de piese de schimb se îmbunătăţeşte seria de fabricaţie.

---

* Prima parte a articolului a apărut în Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. 4–1962.

Aşadar la baza organizării fabricaţiei motorului Diesel mare marin va sta producţia de unicate, iar pentru anumite repere, producţia de serie mică.

b) *Gabaritele geometrice atît ale diferitelor repere şi ansamble cît şi ale motorului*

Motorul Diesel mare marin de turaţie joasă (lent), folosind cilindrul de putere mare, conduce implicit la gabarite geometrice mari pentru reperele şi ansamblele principale şi ale motorului (tabela 10) pentru tipodimensiunile de motoare de construcţie originală fabricate în prezent.

Aceste gabarite geometrice reclamă, pentru halele de montaj şi probe, înălţimi pînă la circa 15 m pentru poziţia superioară a cîrligului podului rulant, ceea ce practic conduce la înălţimi de circa 15 m la şina căilor de rulare a podurilor rulante deci — din motive tehnico-economice — la deschideri de hale de minimum 24 m. Literatura de specialitate indică, pentru halele de montaj executate în ultimul timp, deschideri pînă la 36 m şi înălţimi la şina căilor de rulare a podurilor rulante de minimum 12 m [12], [13].

Prelucrările mecanice necesită de asemenea hale de deschideri de minimum 24 m, avînd în vedere utilajele tehnologice ce trebuie adoptate pentru prelucrarea plăcilor de bază, a arborilor cotiţi etc. Asemenea utilaje tehnologice necesită, ţinînd seamă de înălţimea lor şi de gabaritele libere pentru manipularea pieselor de prelucrat, înălţimi de minimum 10 m la şina căilor de rulare a podurilor rulante.

Aceeaşi situaţie se prezintă şi pentru halele pentru confecţionarea reperelor sau ansamblelor sudate, precum şi pentru halele de montaj ansamble.

Pentru asigurarea unui trafic raţional al reperelor şi ansamblelor de gabarite mari, precum şi spre a se folosi mai bine mijloacele de ridicare de performanţă ridicată, halele de prelucrări mecanice, montaj ansamble şi montaj general, probe, expediţie se construiesc în continuare, şi în consecinţă hala de montaj determină atît deschiderea cît şi înălţimea la şina căilor de rulare ale podurilor rulante.

Tabela 10

Gabaritele în metri ale motoarelor din tabela 9, corespunzător numărului maxim de cilindri

Motorul		Lăţimea plăcii de bază, m	Lungimea totală, m	Înălţimea totală, m	Înălţimea cîrligului podului rulant, m	Greutatea motorului, t
Fabricat	Tipul					
Burmeister & Wein*)	74—VTBF—160	4,070	21,340	8,600	12,000	600/735
Burmeister & Wein*)	84—VTBF—180	4,600	22,340	12,100	16,300+)	980
Doxford···)	67 PT**)	3,708	13,868	9,500		375
Doxford···)	85 PT**)	4,420	16,916	11,278		670
Fiat++)	C 680 S	3,200	12,010	8,380	10,530	303
Fiat*)	6750 S	3,440	19,410	9,500	11,450	676
Fiat*)	900 S	4,200	24,300	11,950	14,760	1 086
Götaverken***)	DM 680/1500 VGU şi VGS—U	6,100∅)	17,120	8,140	9,500	485/545
Götaverken***)	DM 760/1300 VG—U	5,850∅)	17,745	7,380	8,650	560
Götaverken***)	DM 760/1500 VG—U şi VGS—U	6,050∅)	20,605	8,130	9,600	620/665
Götaverken*)	DM 850/1700	4,250	24,702	10,188	11,500	1 140
Harland & Wolff****)	VGAU 620/1870**)					
Harland & Wolff***)	750/2000**)					
MAN***)	KZ 70/120 C	3,300	16,120	7,830	9,330··)	388
MAN***)	KZ 78/140 C	4,000	17,175	10,008	12,050··)	554
MAN*)	KZ 78/155 C	4,200	19,015	9,350	11,700··)	740
MAN*)	KZ 84/160 C	4,350	22,010	9,885	13,460	926
Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co.	UEC 65/125					
Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co*)	UEC 75/150	3,600	19,725	9,360	11,550	620
Mitsubishi Shipbuilding and Engineering Co*)	UEC 85/160	4,000	23,200	10,250	12,250	888
Stork****)	HOTL 063/135	3,650	11,210	8,600	11,870	235
Stork*)	HOTL 075/160	4,200	19,170	9,850	13,425	650
Stork	HOTL 085/180					
Sulzer*)	RD 68	3,050	19,095	7,680	10,530	471
Sulzer*)	RD 76	3,800	21,225	9,230	12,700	706
Sulzer*)	RD 90	4,000	24,860	9,570	13,300	960
Werkspoor*)	KEBS 680/1250	3,250	15,950	7,760	9,560	482

---

*) 12 cilindri
****) 8 cilindri
***) 10 cilindri
∅) lăţimea gabaritică maximă a motorului
**) cu pistoane opuse
··) din axul arborelui cotit
···) 6 cilindri
+) la grinda inferioară a acoperişului
++) 7 cilindri

c) *Greutatea, atît a diferitelor repere și ansamble cît și a motorului*

Gabaritele și greutatea motorului asamblat nu permit o manipulare a acestuia și în consecință dimensionarea mijloacelor de ridicare se face în diferite hale, după reperul, respectiv ansamblul cel mai greu ce urmează a fi manipulat.

Astfel, în secția de prelucrări mecanice reperele cele mai grele sînt reprezentate prin arborele cotit și placa de bază a motorului. Deși, în construcția actuală, arborele cotit este format din elemente asamblate prin seraj, după cum arborii cotiți ai motoarelor cu peste 6 cilindri sînt formați din 2—3 bucăți (fiecare bucată este compusă din elemente asamblate), intervine totuși manipularea acestuia complet montat, a cărui greutate atinge circa 50 t pentru motorul cu 6 cilindri și depășește 100 t pentru motorul cu 12 cilindri. De asemenea, placa de bază poate depăși (asamblată) 100 t pentru motorul cu 12 cilindri. Halele construite în ultimul timp în străinătate sînt dotate cu poduri rulante de 75 t, respectiv 125 t sarcină utilă [12], [13].

Întrucît în aceleași deschideri ale halelor se manipulează și piese mai ușoare, halele construite în străinătate sînt echipate și cu poduri rulante pentru sarcini mai mici.

Podurile rulante sînt dispuse pe două nivele de căi de rulare, calea superioară pentru podurile rulante grele, calea inferioară pentru cele mijlocii, ele circulînd independent.

Asemenea hale de profil greu sînt astfel concepute încît în aceeași deschidere să se concentreze, în succesiunea fluxului tehnologic, prelucrările mecanice grele, montaj ansamble grele, montaj general, probe, expediție, ceea ce permite folosirea mijloacelor de ridicare grele pe toată lungimea halei.

Spre a se asigura o mai mare elasticitate în exploatare și spre a se evita o prea mare solicitare a podurilor rulante grele și mijlocii cu manipularea pieselor și ansamblelor mai ușoare, se pot prevedea poduri rulante în consolă pentru sarcini mai reduse [14].

Pe lîngă halele de profil greu pentru prelucrări mecanice, ansamble sudate și montaj-probe, este necesar să se prevadă și depozite descoperite pentru semifabricate (piese turnate și forjate), echipate cu poduri rulante de aceeași capacitate de ridicare ca și cele din hala de prelucrări mecanice.

d) *Intervenția secțiilor primare (turnătorii și forje)*

Pînă în ultimul timp, reperele principale ale motorului Diesel mare marin se executau turnate din fontă (placa de bază, coloanele, corpul cilindrilor), iar arborele cotit forjat dintr-o singură bucată (pentru anumite motoare). O asemenea execuție reclamă o turnătorie de fontă și o forjă de performanțe ridicate: piese turnate brut ce pot depăși circa 100 t, piese forjate necesitînd lingouri de circa 100 t, care nu sînt rentabile decît pentru o producție importantă de motoare [15]. De aceea se obișnuiește ca procurarea pieselor brute turnate și forjate să se facă prin colaborare de la turnătorii de fontă și forje care deservesc și alte sectoare.

Acest aspect, pe de o parte, precum și necesitatea reducerii greutății motorului în vederea sporirii capacității de transport a navei, pe de altă parte, au condus la introducerea construcției sudate a motorului, și anume a ansamblelor principale: placa de bază, coloanele etc. S-a putut realiza astfel reducerea greutății motorului cu pînă la circa 20%, bineînțeles intervenind și o concepție mai rațională în proiectarea lui [16].

În locul turnătoriei pentru piese mari, s-a introdus secția de ansamble mari sudate, ce reclamă și investiții mai reduse și reduce și greutatea motorului, precum și consumul de muncă de prelucrări mecanice. Bineînțeles, se menține necesitatea turnătoriei, însă pentru piese de greutăți mai reduse (circa 15 t).

Fabricația arborelui cotit din elemente—manivelele turnate sau forjate, fusurile axiale forjate și asamblate cu manivelele prin seraj — a eliminat de asemenea forja pentru piese mari limitînd-o la piese ce nu depășesc 15 t.

e) *Calitatea prelucrărilor și gradul lor de precizie*

Eforturile statice și dinamice, precum și solicitările termice foarte ridicate ce intervin în funcționarea motorului Diesel mare marin fac necesară folosirea unor materiale omogene, de calitate corespunzătoare pentru realizarea unor puteri de pînă la circa 3 000 CP/cilindru.

Ceea ce este hotărîtor în tehnologia fabricației motorului Diesel mare marin este sistemul agregării de piese tipizate pe baza unui anumit alezaj al cilindrului, corespunzînd unei anumite clase de motoare și care conduce la piese care se repetă (piston, cilindru etc.) cu o interschimbabilitate aproape totală. De altfel, în ultimul timp, în tehnologia construcției motorului Diesel mare marin s-a ajuns aproape la eliminarea completă a lucrărilor de ajustaj în timpul montajului. Pentru aceste motive, unele asemenea motoare sînt livrate fără să mai fie nevoie de o probă la platforma de încercări în uzină, în afară de probele efectuate pentru prototip. Probele în uzină se fac numai la cererea clientului și contra unui preț relativ important.

Această tehnologie care trebuie să asigure piese interschimbabile, de gabarite și greutăți foarte mari, necesită și mînă de lucru specializată, dar mai ales utilaje tehnologice cu totul speciale. De aceea nu este recomandabil să se amestece fabricația motorului Diesel mare marin cu o altă fabricaţie de o tehnicitate mai redusă pentru a putea folosi mai bine utilajul greu de prelucrări mecanice, respectiv halele dotate cu poduri rulante grele.

Fabricaţia de unicate, respectiv de serie mică, precum şi gabaritele geometrice mari ale diferitelor repere ale motorului nu justifică întotdeauna o dotare puternică cu dispozitive de lucru. Realizarea interschimbabilităţii este asigurată prin folosirea de maşini-unelte de aşchiere de o precizie corespunzătoare, precum şi a maşinilor-unelte de tipul cu coordonate sau dotate cu mijloace optice de măsură.

Printre maşinile-unelte de aşchiere cheie, obligatorii în secţia de prelucrări mecanice grele, se menţionează :

— strungul pentru arbori cotiţi — circa 18—20 m între vîrfuri şi circa 3 m diametrul de strunjire ;

— maşină portală de frezat placa de bază a motorului cu masa de maximum 4,5 m lăţime şi cursa de maximum 20 m ;

— strung carusel, circa 3 m diametrul de strunjire ;

— strung special de copiat pentru prelucrarea interioară şi exterioară a cămăşilor de cilindru ;

— maşină de frezat şi alezat orizontal, deplasabilă, cu broşa de 300 mm diametru ;

— maşină specială de frezat şi alezat, pentru prelucrarea orificiilor din cămăşile de cilindru.

Un asemenea lot de maşini grele de prelucrări mecanice ar putea acoperi performanţele de prelucrări mecanice ale motorului Diesel foarte mare marin cu 12 cilindri.

f) *Condiţiile de probe şi recepţie*

Pentru motoarele de fabricaţie curentă condiţiile de probe şi recepţie sînt stabilite prin prescripţiile diferitelor registre maritime, respectiv prin prescripţiile unor standarde (GOST 7433—55), fabricarea motorului făcîndu-se sub supravegherea registrului maritim ales.

Probele de recepţie se fac atît în fabrică cît şi la bordul navei, după montarea motorului. Pentru aceste motive, sub garanţia şi pe răspunderea fabricii furnizoare — ţinînd seamă şi de nivelul ei tehnic — organele de recepţie pot renunţa la probele prevăzute a se efectua în fabrică înainte de expedierea motorului [17].

Calitatea desăvîrşită a materialelor folosite, concepţia construcţiei perfect pusă la punct şi condiţiile de fabricaţie corespunzătoare au determinat ca unele fabrici furnizoare să sporească termenul de garanţie de la un an la cinci ani.

În figura 14 s-a dat, cu caracter de orientare, sectorizarea unei fabrici de motoare Diesel mari marine, în ipoteza obţinerii prin colaborare a semifabricatelor turnate şi forjate şi a unei producţii anuale de nouă motoare în construcţie sudată, de cîte şase cilindri, cu alezajul în clasa motoarelor mari, corespunzător unei puteri de circa 9 000 CP/motor.

Pentru prima serie de 12 motoare, dinamica consumului de muncă este orientativ următoarea (tabela 11) :

Consumurile de muncă înglobează întreaga manoperă productivă a secţiilor (fig. 14), atît pentru producţia motorului cît şi a pieselor de schimb normale respective.

Realizarea prototipului acestui motor ar reclama circa 20 luni.

Rezultă următorii indicatori tehnico-economici orientativi :

— Suprafaţa totală tehnologică,	m^2	12 000
— Consumul de muncă :		
— primul motor,	h·om/motor	60 000
— al 12-lea motor şi următoarele,	h·om/motor	32 000
— Suprafaţa specifică,	m^2/motor·an	1 350

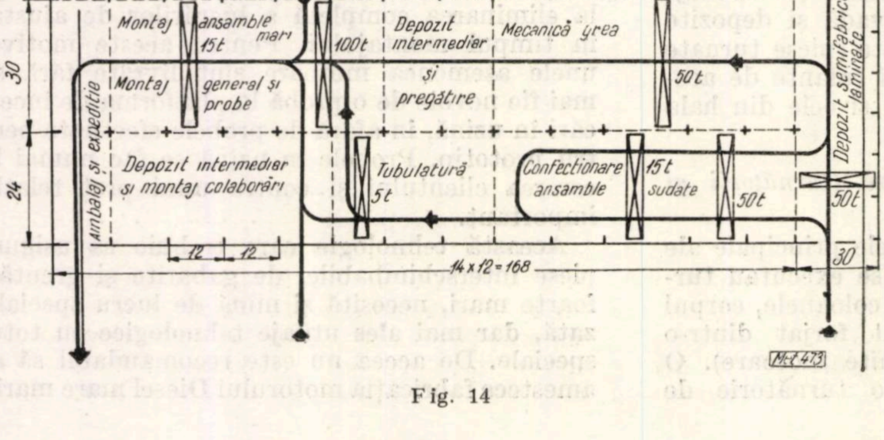

Tratament termic şi turnare cuzineţi
Depozit intermediar şi montaj subansamble uşoare
5t
Mecanică mijlocie şi uşoară
15t
Debitare
5t
18
Montaj ansamble mari
15t
100t
Depozit intermediar şi pregătire
Mecanică grea
50t
30
Montaj general şi probe
Ambalaj şi expediţie
Depozit semifabricate şi laminate
24
Depozit intermediar şi montaj colaborări
Tubulatură
5t
Confecţionare ansamble
15t
sudate
50t
50t
12
12
14 x 12 = 168
30
Met 473

Fig. 14

Tabela 11

Consumurile de muncă

Motor nr.	Consumul de muncă	
	h.om/motor	%
1	60 000	100,0
2	50 000	83,5
3	45 000	75,0
4	41 500	69,2
5	38 000	63,4
6	37 000	61,7
7	36 000	60,0
8	35 000	58,4
9	34 000	56,7
10	33 500	55,9
11	33 000	55,1
12	32 000	53,1

8. Tipurile de motoare Diesel marine corespunzătoare dezvoltării construcțiilor navale în R.P.R. și ponderea intervenției motorului Diesel mare marin

Ca o consecință a dezvoltării producției industriale, volumul comerțului exterior în 1965 va fi dublat față de cel al anului 1959 [18]; această nouă situație, precum și orientarea comerțului nostru exterior spre calea maritimă reclamă o dezvoltare a flotei maritime comerciale [19].

Rezultă deci tendința construirii de nave maritime din ce în ce mai mari precum și a specializării lor adoptîndu-se, în general, următoarele mărimi :

— 4 000 —10 000 tdw pentru cargouri de mărfuri generale uscate;

— 8 000 —20 000 tdw pentru mineraliere;

— minimum 18 000 tdw pentru petroliere.

Construcțiile navale maritime constituie însă un sector industrial complex, întrucît sînt legate de dezvoltarea concomitentă a industriei siderurgice, precum și a industriei constructoare de mașini și electrotehnice.

Se constată însă că, dacă nu toate țările au dezvoltat construcțiile navale în cadrul unei puternice industrii siderurgice, totuși în general și-au integrat industria navală cu fabricația restului echipamentului navei, chiar și cu aceea a mașinilor principale de propulsie. Se observă tendința în toate țările constructoare navale de a fabrica mașina principală de propulsie (motor Diesel, turbină cu abur), fie de construcție proprie, fie pe bază de licență (exemple Japonia, R. P. Polonă, R. D. Germană, R. P. F. Jugoslavă etc.). De asemenea se constată că țări avansate tehnic au renunțat să dezvolte construcții proprii de motoare, adoptînd licențe ale unor motoare consacrate de practică. În acest sens se citează Anglia, Franța, U.R.S.S. etc. La construcția unor nave peste 20 000 tdw, însă, vine în discuție și clasa următoare a motoarelor Diesel foarte mari, aceasta putînd interveni și pentru navele pînă la 20 000 tdw, în cazul cînd s-ar cere un motor mai scurt, deci cu mai puțini cilindri (pentru aceeași putere), însă cu un alezaj mai mare.

Luarea unei hotărîri asupra parametrilor cilindrilor optimi depinde și de faptul că fabricația acestor motoare are un caracter de unicate, și deci trecerea de la un motor cu anumiți parametri ai cilindrului la un motor cu parametri superiori nu este condiționată de o pregătire tehnologică specială, așa cum se cere la motoarele de puteri mici, care în general se fabrică în serie mare.

Din cele arătate a rezultat însă că mărimea mineralierelor și a petrolierelor nu va depăși 20 000 tdw.

Așadar, concluzia ar fi că, pentru prima etapă, ar veni în discuție motorul Diesel mare, cu parametrii cilindrilor care asigură puteri de 1 500 CP/cilindru, puteri care eventual ar putea crește, păstrîndu-se aceiași parametri geometrici ai cilindrului, prin mărirea gradului de supraalimentare și deci a presiunii medii specifice efective.

Trebuie să se țină însă seamă de faptul că organizarea fabricației, și deci dotarea tehnologică, va trebui să fie făcută în așa fel încît aceleași utilaje tehnologice să poată acoperi și performanțele de prelucrare ale reperelor și ansamblelor motoarelor Diesel foarte mari, din clasa următoare.

În cazul fabricației în țară a motorului Diesel marin mare și foarte mare, gamele de puteri ce se vor obține vor putea acoperi nevoile pentru flota maritimă comercială.

9. Aspecte tehnico-economice legate de fabricația motorului Diesel mare marin în țară

În vederea unei baze de calcul s-a considerat că în viitor flota națională comercială maritimă va avea un moment de transport net de circa 16 000 000 tdw × nod, circa 70 % din acest moment de transport net fiind asigurat prin nave echipate cu motoare Diesel marine mari și foarte mari.

Dacă se consideră un consum specific de putere (fig. 1) de 0,05 CP/tdw × nod, rezultă că puterea de propulsie în motoarele Diesel marine mari și foarte mari va fi de circa :

$$0,7 \times 16\,000\,000 \times 0,05 = 560\,000 \text{ CP},$$

adică echivalentul a circa 56 motoare Diesel marine convenționale de cîte 10 000 CP fiecare, ceea ce reprezintă o producție anuală de 5—6 asemenea motoare.

Pe baza prețurilor actuale internaționale, se poate lua în considerare, cu titlu de orientare, un preț mediu specific de circa 1 400 lei/CP pentru motorul Diesel marin mare și foarte mare. Luînd ca bază producția anuală de circa 56 000 CP de asemenea motoare pentru nevoile interne, rezultă că valoarea producției anuale ar fi de circa 78 400 000 lei, sumă cu care s-ar degreva balanța comerțului exterior.

Dacă se ia în considerare un indicator de 0,5 lei producție/leu investiție — ceea ce reprezintă valoarea maximă a acestui indicator pentru o fabrică de construcții de mașini de profil greu — rezultă că, din acest punct de vedere, fabricația în țară a celor 56 000 CP/an motoare Diesel marine mari și foarte mari ar necesita investiții în valoare de 78 400 000 : 0,5 =

= 156 800 000 lei; aceste cifre au un caracter de orientare. Situaţia se va îmbunătăţi dacă se va lua în consideraţie şi fabricaţia pieselor de schimb necesare reparaţiei parcului de motoare, precum şi eventualele exporturi de motoare, atît direct, cît şi indirect (prin exportul de nave construite în ţară).

Dacă organizarea unei asemenea fabricaţii de motoare Diesel marine se va face în cadrul unei întreprinderi existente, prin crearea unui sector în care să se dezvolte procesele tehnologice specifice motorului Diesel mare marin, condiţiile tehnico-economice pot fi îmbunătăţite.

Din condiţiile de vînzare ale unor firme străine rezultă că baremul indicat de acestea şi care stă la baza revizuirii în timp a preţurilor oferite are următoarea structură:

— materiale: 40% din preţul oferit;
— salarii: 60% din preţul oferit.

Cota de 40% pentru materiale, la rîndul ei, are structura:

20% table de oţel groase (peste 4 mm);
18% fontă de turnătorie (hematită);
2% cupru.

Rezultă deci că fabricaţia motorului Diesel mare marin în ţară, ţinînd seamă atît de dezvoltarea industriei noastre siderurgice cît şi a secţiilor primare (turnătorii şi forje de profil greu), este practic independentă de importul de materiale din străinătate.

Luînd ca bază cele arătate, precum şi preţul mediu specific de 31 lei/kg motor (rezultat din 1400 lei/CP), cu titlu indicativ, structura acestuia din punctul de vedere al revizuirii lui, ar fi următoarea:

Materiale:

table de oţel groase	6,20 lei/kg motor
fontă turnătorie	5,58 lei/kg motor
cupru	0,62 lei/kg motor
	12,40 lei/kg motor
salarii	18,60 lei/kg motor
Total:	31,00 lei/kg motor

Această structură arată că fabricaţia motorului Diesel mare marin în ţară ar putea fi din acest punct de vedere justificată, deoarece ea este practic independentă de import, iar salariile intervin cu o pondere importantă. De asemenea se ţine seamă şi de faptul că motorul de propulsie intervine cu circa 15% în preţul de cost al navelor [21].

În situaţia actuală, fabricaţia unor tipuri de motoare din clasa mică şi mijlocie este însuşită în R.P.R., şi anume:

1. Uzinele „23 August” — Bucureşti, organizate pentru fabricaţia motoarelor Diesel multicilindrice, cu turaţie mijlocie şi înaltă şi cu puteri pînă la circa 500—700 CP fără supraalimentare, şi pînă la circa 1 000 CP cu supraalimentare.

Asemenea motoare pot fi folosite şi pentru propulsia navelor pentru navigaţia interioară, ca şi pentru aceea a anumitor nave maritime costiere şi de pescuit, precum şi pentru diferitele agregate auxiliare de la bordul navelor. Aşadar tipodimensiunile de motoare similare cu cele ce se fabrică azi la uzinele „23 August” — Bucureşti şi pentru care se va stabili că, din punct de vedere tehnico-economic, este raţional să fie fabricate în ţară, pot fi realizate de aceste uzine fără investiţii suplimentare.

2. Uzinele de construcţii de maşini Reşiţa (UCMR) fabrică motorul Diesel de circa 2 000 CP, turaţie mijlocie. Aşadar se poate spune că pentru gama mijlocie de motoare Diesel de turaţie mijlocie există un potenţial organizat la UCMR şi, deci, la aceste uzine s-ar putea trece la însuşirea fabricaţiei unor motoare Diesel marine din clasa mijlocie.

Aceste două uzine, avînd dotarea tehnologică pentru fabricaţia motoarelor ce intră în clasele respective, pot uşor trece la fabricaţia motoarelor marine corespunzătoare.

De asemenea aceste două uzine au şi tehnicitatea pentru a aborda fabricaţia chiar şi a motoarelor Diesel marine mari şi foarte mari, adoptarea construcţiei sudate eliminînd secţiile primare de performanţe mari.

Faţă de tehnologia cerută de fabricaţia acestor motoare este necesar să se organizeze în cadrul uneia dintre aceste două uzine un sector separat, specializat pentru fabricaţia motorului Diesel marin mare şi foarte mare şi integrat cu secţiile tehnologice arătate în schiţa din figura 14, secţiile de ansamble sudate şi tratament termic — eventual chiar secţia de prelucrări mecanice uşoare — putînd fi comune cu secţiile existente la aceste uzine. Ar fi deci necesar să se dezvolte secţia de prelucrări mecanice grele şi semigrele, montaj ansamble şi general, probe, expediţie, cu sectorizarea arătată orientativ în figura 14.

Luarea unei hotărîri privind fabricaţia motoarelor Diesel marine mari în ţară urmează să se facă pe baza unui studiu tehnico-economic, studiu ce va putea stabili:

— economicitatea şi oportunitatea însuşirii fabricaţiei în ţară a acestor motoare;

— alezajele care trebuie să fie adoptate pentru motoarele mari şi foarte mari;

— tipurile de motoare.

În tabela 9 s-au dat motoarele Diesel marine mari şi foarte mari de construcţie originală, ce se fabrică în prezent de firme specializate.

Studiul tehnico-economic va trebui să analizeze toate tipurile de motoare ce vin în discuţie, propunînd în ordinea preferinţei alezajele necesare pentru cele două clase de motoare Diesel marine mari şi foarte mari, precum şi tipurile de motoare corespunzătoare acestor alezaje.

10. Perspective

Tendinţa actuală pune în evidenţă construcţia navelor maritime comerciale cu un moment de transport în continuă creştere; puterea pentru propulsia acestor nave creşte deci într-o proporţie mult mai mare. Maşina alternativă şi turbina cu abur, precum şi motorul Diesel sînt azi maşinile folosite la propulsia navelor maritime comerciale; turbina cu abur înlocuieşte maşina cu abur alternativă, iar ambele sînt înlocuite cu motorul Diesel lent în doi timpi supraalimentat, care, cu toate avantajele pe care le are, prezintă dezavantajul unor gabarite şi unei greutăţi mari.

Pentru a se mări economicitatea navelor maritime comerciale, se urmăreşte a se mări atît volumul util al navei cît şi capacitatea de încărcare (tdw), ceea ce este posibil prin:

— reducerea gabaritelor maşinii de propulsie;

— reducerea greutăţii maşinii de propulsie;

— reducerea rezervei de combustibil pentru o anumită rază de acţiune a navei, prin reducerea consumului specific de combustibil.

Prin construcţia sudată, a fost posibilă reducerea cu pînă la 20% a greutăţii motorului Diesel marin lent în doi timpi, iar prin mărirea gradului de supraalimentare cu pînă la 25%. Mult în această direcţie nu este de aşteptat în viitor.

Motorul Diesel lent în doi timpi supraalimentat reprezintă în prezent maşina termică cu cel mai mare randament, chiar peste 50%, în cazul recuperării căldurii secundare; el asigură deci şi rezerva minimă de combustibil pentru o anumită rază de acţiune.

Pentru a se îmbunătăţi indicii de gabarite şi greutate ai motorului Diesel lent în doi timpi supraalimentat, s-a manifestat ideea folosirii motoarelor Diesel în patru timpi supraalimentate, semirapide şi rapide. Soluţiile ce tind a se încetăţeni pentru propulsia navelor maritime comerciale, alături de propulsia prin motorul Diesel lent în doi timpi supraalimentat, sînt următoarele:

— motorul Diesel semirapid în patru timpi supraalimentat;

— motorul Diesel rapid în patru timpi supraalimentat.

Cum aceste tipuri de motoare, pe de o parte, nu se pot realiza în unităţi de mărimea celor corespunzătoare motorului Diesel lent în doi timpi supraalimentat, iar pe de altă parte turaţia lor trebuie adaptată la turaţia elicei, s-a trecut la folosirea mai multor motoare pe aceeaşi navă, ceea ce a condus la transmisia indirectă, şi anume:

pentru motorul Diesel semirapid

— un ambreiaj elastic la fiecare motor Diesel, ambreiaj care poate fi mecanic (cu resoarte), hidraulic sau electromagnetic asincron;

— un reductor de viteză, cu două intrări — pentru schema cu două motoare — şi o ieşire, pentru arborele elicei;

pentru motorul Diesel rapid

— transmisia electrică, motoarele antrenînd generatoarele electrice, iar acestea alimentînd electromotorul (electromotoarele) ce acţionează arborele (arborii) elicei (elicelor).

În felul acesta se pot reduce gabaritele sălii maşinilor, precum şi greutatea instalaţiei de propulsie, mărindu-se astfel în mod simţitor volumul util al navei, precum şi capacitatea de transport [16]. În plus se poate rezolva în mod mai uşor problema asietei navei.

Folosirea motoarelor Diesel în patru timpi supraalimentate şi de turaţie sporită mai prezintă şi următoarele avantaje:

a) Investiţia în instalaţia de propulsie este mai mică.

b) Folosindu-se mai multe motoare, se obţine, pe de o parte, o mai mare siguranţă în exploatare, iar pe de altă parte o mai mare elasticitate, putînd să funcţioneze numai numărul de motoare cerut de propulsia navei.

c) Prin folosirea unui singur alezaj al cilindrului se poate obţine întreaga gamă de puteri cerută de propulsia diferitelor mărimi de nave.

d) Un singur alezaj al cilindrului asigură şi posibilitatea organizării unei tehnologii raţionale pentru fabricaţia acestor motoare.

e) Folosirea unui singur alezaj conduce şi la o reducere a stocului de piese de schimb; de asemenea permite reducerea timpului de imobilizare a navei pentru reparaţia motorului, folosindu-se motoare de rezervă ce pot înlocui imediat motoarele defecte sau care trebuie reparate.

f) Acţionarea Diesel-electrică permite o automatizare a funcţionării instalaţiei de propulsie, în general manevrarea motoarelor Diesel de turaţie ridicată fiind mai uşoară decît aceea a motoarelor Diesel lente.

Toate aceste aspecte pun pe primul plan rezolvarea problemei pentru folosirea motoarelor Diesel semirapide şi rapide la propulsia navelor maritime comerciale. Se pare că deocamdată motorul Diesel semirapid are mai multe şanse decît cel rapid, deşi acesta din urmă — prin folosirea transmisiei Diesel-electrice — prezintă multe avantaje.

Faţă de aceste avantaje se menţionează că nu numai volumul investiţiei în instalaţia de propulsie este hotărîtor, ci şi condiţiile de exploatare. Astfel soluţiei adoptării motoarelor Diesel semirapide şi rapide i se obiectează următoarele [16]:

a) Consumul sporit de combustibil:

— motorul Diesel lent în doi timpi supraalimentat 155 g/CPh;

— motorul Diesel semirapid în patru timpi supralimentat 165 g/CPh;

— motorul Diesel rapid în patru timpi supraalimentat 170 g/CPh.

b) Pierderi mai mari în sistemul de transmisie, între motor și elice :

— acționarea directă : 3% pierderi, conducînd la un consum total de combustibil de 158 g/CPh ;

— acționarea indirectă, prin ambreiaje elastice și reductoare mecanice : 7% pierderi, conducînd la un consum total de combustibil de 178 g/CPh ;

— acționarea indirectă, electrică : 15% pierderi, conducînd la un consum total de combustibil de 200 g/CPh.

c) Deși diferențele între consumurile specifice de combustibil pot părea mici, totuși dacă se ia în considerare, pe de o parte, raza de acțiune a navelor, iar pe de altă parte puterile de mii de CP ce intervin la propulsia acestora, rezultă cantități importante de combustibil ce trebuie consumate în plus.

d) Motorul Diesel lent în doi timpi funcționează azi aproape exclusiv cu combustibil de buncăr C, pe cînd motoarele semirapide și rapide reclamă un combustibil superior (motorină).

e) Cheltuielile de combustibil la motoarele Diesel semirapide și rapide sînt cu circa 30% mai mari decît la motorul Diesel lent în doi timpi.

f) Consumul de lubrifianți este de circa două ori mai mare decît acela al motorului Diesel lent în doi timpi.

g) Durata de funcționare a motoarelor rapide între două revizii este mai mică :

— motorul Diesel rapid în patru timpi	3 000—5 000 h
— motorul Diesel semirapid în patru timpi	8 000—10 000h
— motorul Diesel lent în doi timpi	20 000—30 000 h

Aceasta conduce, fie la crearea unui stoc important de motoare de schimb, fie la imobilizarea navei un timp mai îndelungat în cazul folosirii motoarelor Diesel semirapide și rapide pentru reparațiile motoarelor.

De altfel, soluția adoptării sistemului de reparații prin motoare de schimb nu poate fi realizată economic decît dacă se dispune de un număr important de motoare în funcțiune la bord. În plus, reparația motoarelor la bord este cu circa 15—20% mai ieftină, și deci sistemul motoarelor de schimb va conduce la un cost mai ridicat al reparației motoarelor.

h) Prin folosirea motoarelor Diesel semirapide și rapide crește numărul pieselor în mișcare și intervin și alte agregate (ambreiaje, reductoare etc.), deci surse sporite de avarii.

i) Motoarele Diesel semirapide și rapide reclamă un personal cu o calificare mai înaltă.

j) O problemă capitală și care pune în discuție folosirea pentru propulsie a motoarelor Diesel semirapide și rapide este zgomotul produs de ele și, deci, protecția muncii oamenilor la bord. S-a propus să se prevadă o capsulare fonică a acestor motoare, dar aceasta nu este totuși o soluție.

Față de avantajele și dezavantajele propulsiei navelor cu motoare Diesel semirapide și rapide, s-a încercat a se caracteriza modul în în care corespunde fiecare din cele trei tipuri de motoare (lent, semirapid și rapid) la diferite condiții impuse de construcția și exploatarea navelor ; această caracterizare s-a dat sub forma unor note (indicatori de calitate, pînă la 5) așa cum se arată în figura 15 [16].

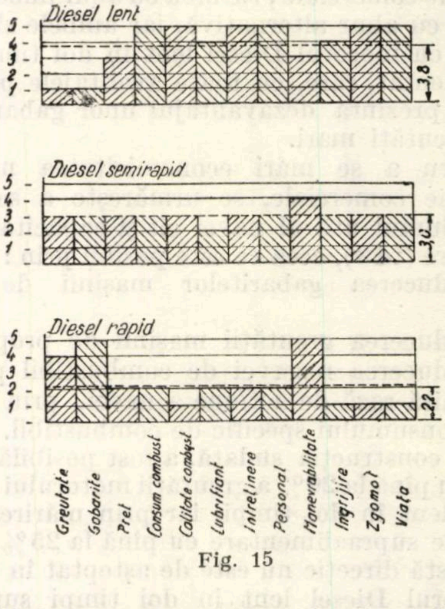


Fig. 15

Deși această caracterizare este influențată de unele aspecte subiective, totuși ea arată nivelul mediu la care se află azi propulsia navelor maritime comerciale cu cele trei tipuri de motoare Diesel : lent, semirapid și rapid.

Cu toate acestea, în ultimul timp, constructorii de motoare semirapide și rapide au realizat și experimentat unele tipodimensiuni de motoare care justifică speranțele ce se pun în folosirea acestora la propulsia navelor.

Unul dintre aceste motoare este motorul Diesel semirapid Pielstick, tipul PV, conceput de SEMT (Franța), în patru timpi, cu piston plonjor și în execuție sudată.

Acest motor se fabrică în licență în Franța (trei întreprinderi), în R.F.G. (o întreprindere) și în Suedia (o întreprindere).

Caracteristicile acestui motor pentru propulsia navelor maritime comerciale sînt următoarele :

— puterea continuă maximă	355 CP/cilindru
— turația	430 min^{-1}
— viteza medie a pistonului	6,6 m/s
— presiunea medie efectivă	12,85 kgf/cm^2
— alezajul	400 mm
— cursa	460 mm
— consumul specific de combustibil	155 g/CPh
— gradul de supraalimentare	97%.

Motorul se construieşte cu 6,8 şi 9 cilindri în linie, sau cu 12, 16 şi 18 cilindri dispuşi în V, deci pentru o gamă de puteri maxime continue de 2 130—6 390 CP.

Se află în funcţiune 126 motoare, totalizînd 354 900 CP, montate pe 54 nave.

Încercările făcute pe un motor experimental cu doi cilindri, ca şi pe unele motoare montate pe nave au arătat posibilitatea folosirii combustibilului de buncăr C cu un consum de 157 g/CPh, deschizîndu-se — din acest punct de vedere — calea folosirii acestui motor la propulsia navelor maritime comerciale, bineînţeles cu respectarea unor anumite prescripţii.

Motoarele Diesel rapide, specifice funcţionării pentru propulsia navelor maritime comerciale, sînt reprezentate de cele două motoare construite de firmele Maybach (R.F.G.) şi Napier (Anglia).

Motorul Maybach M 225 este una dintre realizările interesante din ultimii ani, cu arborele cotit montat în tunel pe rulmenţi, ceea ce asigură o demontare uşoară a acestuia. Caracteristicile acestui motor sînt următoarele :

— alezajul	185 mm
— cursa	200 mm
— turaţia	1 400 min^{-1}
— dispoziţia cilindrilor : în linie	4 şi 6 cilindri
în V	8, 12 şi 16 cilindri
— patru timpi supraalimentat puterea	400—1 700 CP

Motorul Napier, denumit şi ,,Deltic'', este un motor supraalimentat, în doi timpi, cu pistoane opuse, cilindrii dispuşi în forma unui triunghi echilateral. Prin folosirea aceluiaşi alezaj se realizează motoare cu 9 şi 18 cilindri, cu puteri de 1 050 CP, respectiv 2 200 CP, la 1 600 min^{-1}. Greutatea specifică este de 2,8 kg/CP. Caracteristicile motorului sînt următoarele :

— alezajul	130,17 mm
— cursa	184,15 mm
— puterea	116,7 CP/cilindru
— presiunea medie efectivă	6,78 kgf/cm^2
— viteza medie a pistonului	9,81 m/s
— presiunea maximă de ardere	130 kgf/cm^2
— randamentul mecanic	0,87
— consumul specific de combustibil	169,5 g/CPh
— gradul de supraalimentare	27 %
— temperatura gazelor înainte de turbină	365°C
— temperatura gazelor după turbină	320°C

Tot în scopul reducerii gabaritelor şi greutăţii instalaţiilor de propulsie a navelor, au fost echipate cu turbine de gaze cu ciclu deschis, cu caracter experimental, două nave. Acest sistem de propulsie — cu toate avantajele turbinei de gaze cu ciclul deschis — nu s-a putut impune şi a fost eclipsat de către turbinele funcţionînd cu generatoare de gaze cu pistoane libere.

Acest sistem de propulsie, deşi are avantajul unor gabarite mai reduse şi al unei greutăţi mai mici decît acelea ale motorului Diesel lent în doi timpi, nu poate acoperi totuşi decît gama inferioară de puteri a acestui motor, deoarece instalaţia devine prea complicată, nu poate fi bine supravegheată, iar întreţinerea ei devine prea pretenţioasă. Din această cauză, limita superioară a puterii se află la circa 10 000—12 000 CP.

Cu toate acestea, folosirea turbinei cu gaze la propulsia navelor rămîne o problemă deschisă a viitorului, pentru puterile foarte mari existînd posibilitatea combinaţiei între turbina cu gaze şi cea cu abur.

Propulsia bazată pe fisiunea nucleară nu s-a putut impune economic pentru navele maritime comerciale. Ea este justificată în special în cazurile unde se cere o mare autonomie de funcţionare, ca, de exemplu, la unele nave militare ; de asemenea şi la unele nave comerciale cu destinaţie specială cum sînt spărgătoarele de gheaţă, funcţionînd în regiunile polare (de exemplu spărgătorul de gheaţă ,,V. I. Lenin'').

11. Concluzii

Concluziile generale ce se pot degaja din cele arătate ar putea fi rezumate astfel :

a) Transporturile pe apă şi în special transporturile maritime intervin cu ponderea cea mai mare în traficul mondial de mărfuri, a cărui dinamică este progresivă.

b) Corespunzător dinamicii traficului mondial de mărfuri există de asemenea o dinamică progresivă a tonajului parcului mondial de nave maritime comerciale.

c) Mărimea medie a navelor este în continuă creştere, după cum în ultimul timp se tinde la generalizarea adoptării vitezelor navelor de 16—18 noduri.

Navele între 4 000 şi 15 000 TRBr — ceea ce aproximativ reprezintă în medie nave între 6 000 şi 20 000 tdw—constituie 67,2 % din capacitatea de transport a flotei mondiale maritime comerciale. În cadrul acestor mărimi unitare, navele pentru mărfuri generale se plafonează la circa 10 000 tdw/navă, mineralierele la circa 20 000 tdw/navă, iar mărimea minimă a petrolierelor nu coboară — de obicei — sub 18 000 tdw.

d) Datorită creşterii mărimii navelor şi vitezelor adoptate, a crescut momentul de transport al navelor şi, ca o consecinţă, puterea necesară propulsiei lor.

e) Turbina cu abur a luat locul maşinii cu abur, iar ambele, treptat, sînt înlocuite de motorul Diesel.

f) S-a generalizat folosirea petrolului drept combustibil, atît pentru navele acţionate cu abur cît şi pentru cele cu motor Diesel.

g) S-a generalizat pentru propulsia navelor motorul Diesel lent reversibil în doi timpi, simplu efect, cu cap de cruce, supraalimentat.

h) Prin introducerea construcţiei sudate, ca şi prin mărirea gradului de supraalimentare, s-a putut reduce greutatea specifică a motorului şi s-a putut mări puterea cilindrică a acestuia; în felul acesta motorul Diesel lent în doi timpi supraalimentat acoperă întreaga gamă de puteri pentru propulsia navelor comerciale pînă la circa 60 000 tdw.

i) Motoarele Diesel marine pentru propulsia navelor comerciale se construiesc în două clase, care asigură următoarele game de puteri:

Clasa	Alezajul, mm	Puterea pe cilindru, CP	Numărul de cilindri	Gama de puteri, CP
Motoare mari	650—750	1 500	6—12	9 000—18 000
Motoare foarte mari	800—900	2 500	5—12	10 000—24 000

și care acoperă puterile cerute de propulsia navelor de la 5 000 tdw pînă la 60 000 tdw.

j) Pe plan mondial există 10 întreprinderi care au dezvoltat construcții originale de motoare Diesel lente în doi timpi supraalimentate din clasele motoarelor mari și foarte mari, a căror fabricație este extinsă pe bază de licență în diferite țări.

k) Dezvoltarea construcțiilor originale de motoare are la bază o vastă experiență și s-a bazat pe lucrări de cercetare în toate domeniile ce au legături cu motorul Diesel: termodinamic, energetic, metalurgic, tehnologic etc.

De obicei s-au creat motoare experimentale cu un număr redus de cilindri (maximum trei), trecîndu-se apoi la fabricație, fără realizarea prototipului.

l) S-a generalizat folosirea combustibilului de buncăr pentru alimentarea motorului Diesel marin lent.

m) Fabricarea motorului Diesel mare marin este legată de existența unor secții primare de performanțe ridicate, după cum necesită hale de profil greu.

n) Producția motoarelor Diesel marine mari se încadrează în aceea de unicate; adoptîndu-se construcția acestor motoare pe baza agregării unor elemente tipizate, pentru anumite repere se creează posibilitatea unei fabricații în serie mică.

o) Procesele și utilajele tehnologice adoptate trebuie să asigure piese interschimbabile spre a se asigura montajul motorului fără lucrări importante de ajustaj și, pe cît posibil, fără a mai fi necesare probe la platforma de încercări în uzină.

p) În ultimul timp s-a manifestat tendința introducerii motorului Diesel semirapid la propulsia navelor maritime comerciale cu acționarea indirectă a elicei.

Turbina cu gaze nu s-a putut impune ca mașină de propulsie a navelor maritime comerciale decît funcționînd cu generatoare de gaze cu pistoane libere și numai pînă la puteri de 10 000—12 000 CP.

r) Propulsia navelor maritime comerciale folosind energia din fisiunea nucleară nu s-a putut justifica pînă în prezent tehnico-economic.

s) Prin reprofilarea șantierelor noastre navale și ca o consecință a sporirii transporturilor maritime rezultînd din dezvoltarea economiei naționale conform Directivelor celui de-al III-lea Congres al P.M.R., se vor fabrica în țară nave maritime comerciale.

t) Traficul în perspectivă al transporturilor pe apă ale R.P.R. poate pune în discuție fabricația în țară a motorului Diesel mare marin, pe bază de licență.

u) Față de complexitatea problemelor ce se pun pentru organizarea în țară a fabricației motorului Diesel mare marin și în scopul rezolvării în ansamblu a problemelor, apare rațională profilarea unei uzine pentru producția acestor motoare.

v) Asimilarea fabricației motorului Diesel mare marin pe bază de licență este legată de rezolvarea atît a problemelor tehnologice de fabricație cît și a celor de cercetare și experimentare. Spre a se reduce costul asimilării și spre a se putea crea și baza tehnico-materială a organizării cercetărilor în acest domeniu, este necesar să se construiască un motor experimental cu 1—3 cilindri și, numai după punerea acestuia la punct, să se treacă la fabricația curentă a motoarelor marine.

w) În acest scop este necesar să se întocmească un plan de cercetări și experimentări care, în principal, va trebui să se axeze pe:

— probleme metalurgice pentru asigurarea fabricării în țară a materialelor și pieselor forjate și turnate, cerute de fabricația motorului Diesel mare marin;

— probleme tehnologice pentru asigurarea fabricației motorului Diesel mare marin din piese interschimbabile, cu un consum redus de muncă;

— probleme legate de organizarea platformei de încercări a acestor motoare și stabilirea instalațiilor și aparatajului cu care va fi dotată platforma de încercări;

— probleme de cercetare pe motorul experimental legate de:

— folosirea combustibililor și lubrifianților fabricați în țară;
— fenomenele de solicitări termice ale diferitelor organe ale motorului, influențele acestora asupra materialului din care sînt executate;
— supraalimentarea atît din punctul de vedere al îmbunătățirii parametrilor de funcționare ai motorului cît și al agregatelor turbo-compresoare folosite;
— fenomenele de uzură și coroziune;
— fenomenele de vibrații și în special ale arborelui cotit;
— procesele de recuperare a căldurii secundare atît din apa de răcire cît și din gazele arse;
— probleme legate de automatizarea funcționării motorului, respectiv a unor instalații cu care va fi echipat.

x) Avînd în vedere folosirea atît a motorului Diesel semirapid şi rapid cît şi a turbinei cu gaze la propulsia navelor, este necesar să se asigure organizarea unei staţii experimentale, dotată cu un motor Diesel semirapid monocilindric şi cu o turbină de gaze, unde, pe baza unui program de cercetări, să se poată pregăti toate problemele legate de adoptarea în viitor a acestor maşini termice la propulsia navelor sau în alte scopuri.

z) Maşinile termice cu ardere internă reprezintă azi baza energetică a motorizării transporturilor de orice fel; atît în viitorul apropiat cît şi în perspectivă, ele vor avea un rol din ce în ce mai însemnat, iar problemele legate de îmbunătăţirea parametrilor lor constructivi şi de funcţionare devin din ce în ce mai complexe; ele nu se pot rezolva decît printr-o asiduă muncă de cercetare şi experimentare.

BIBLIOGRAFIE

[12] Hess W, Kugler, A, Meier, B. *Die Grossbearbeitungshalle.* În: Technische Rundschau Sulzer, 41, nr. 2, 1959, Winterthur.

[13] Nootbaar. *Neue Motorenhalle bei Götaverken.* În: Schiff und Hafen, 12, Heft 6, 1960, Hamburg.

[14] * * * *La nouvelle usine Brown Boveri a Birr.* În: Revue Brown Boveri, 47, nr. 7, 1960, Baden.

[15] Kugler A, Eisermann F. *Die neuen Sulzer Giessereianlagen in Oberwinterthur.* În: Technische Rundschau Sulzer, 41, nr. 2, 1959, Winterthur.

[16] Kranold, G. *Das Problem des leichten Schiffsantriebes mit Dieselmotoren.* În: Schiffbautechnik, 11, Sonderheft, September, 1961, Berlin.

[17] Olliveri Ottavio. *The modern technological developments in building large Diesel engines* — 50 years of Fiat Diesel engines 1909—1959, Fiat Stabilimento Grandi Motori, Torino.

[18] *Directivele Congresului al III-lea al P.M.R. cu privire la planul de dezvoltare a economiei naţionale pe anii 1960—1965 şi la schiţa planului economic de perspectivă pe 15 ani,* Editura Politică, 1960, Bucureşti.

[19] * * * *Acordurile dintre R. P. Romînă şi Brazilia.* În: Scînteia XXX, nr. 5157, 7 mai 1961, şi *Comunicat* Scînteia, XXX, nr. 5188, 7 iunie 1961.

[20] Dumitrescu Adrian. *Aspecte ale construcţiei în R.P.R. a navelor maritime comerciale peste 5 000 tdw,* În: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, XIII, nr. 4. 1961, Bucureşti.

[21] * * * *British shipbuilding costs, end of 1960.* În: The Motor Ship, 41, nr. 486, 1961, Londra.

Notă. La prima parte a articolului apărut în „METALURGIA ŞI CONSTRUCŢIA DE MAŞINI" nr. 4/1962:

Pagina 336

— Rîndul 5 de sus, coloana din dreapta, în loc de (72,9%) se va citi (49,6%).

Pagina 350

— Ultimul rînd de jos, coloana din dreapta, în loc de [12] se va citi [7].

Pagina 351

— Ultimul rînd, coloana din dreapta, înaintea figurii 13, în loc de [13] se va citi [2].

CZ 621.941.011 : 669.14 (R)

Asupra strunjirii oțelurilor carbon romînești

M. POPOV, I. MITRICĂ și E. DECIU
Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia"

În articol se prezintă rezultatele mai importante ce au fost obținute în cadrul cercetărilor efectuate la Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia" al Academiei R.P.R. privind geometria cuțitului de strung și regimurile economice de prelucrare.

Cu ajutorul formulelor, diagramelor și tabelelor din această lucrare, se pot determina condițiile economice de strunjire a oțelurilor carbon obișnuite din STAS 500–49 (OL 38, OL 42, OL 50, OL 60, OL 70) și a oțelurilor carbon de calitate din STAS 880–49 (OL C 10, OL C 16, OL C 25, OL C 35, OL C 45, OL C 60).

Rezultatele sînt obținute prin prelucrarea matematică a unui bogat material experimental privind aceste oțeluri.

Se utilizează următoarele notații : σ_r — rezistența de rupere la tracțiune, kgf/mm^2 ; HB — duritatea Brinell, kgf/mm^2 ; C, Mn, Si, S, P — conținuturile de carbon, mangan, siliciu, sulf și fosfor în oțel, % ; γ, α, α_1, $\varkappa_1$, $\varkappa$, λ, γ_f – unghiurile cuțitului de strung, respectiv de degajare, de așezare principal și secundar, de atac secundar și principal, de înclinație a muchiei tăietoare principale și de înclinație a fațetei (fig. 1), grade ; f, r — lățimea fațetei și respectiv raza de racordare a vîrfului cuțitului, mm ; s — avansul, mm/rot ; t — adîncimea de tăiere, mm ; v — viteza de așchiere, m/min ; T — durabilitatea cuțitului de strung, min ; C, C_1 — constante ; x, y, n, — exponenți ; τ — coeficient global de corecție a durabilității ; K — coeficient global de corecție a vitezei. Rezultatele privind proprietățile mecanice caracteristice σ_r, HB, precum și analiza chimică a oțelurilor experimentate sînt prezentate în tabela 1.

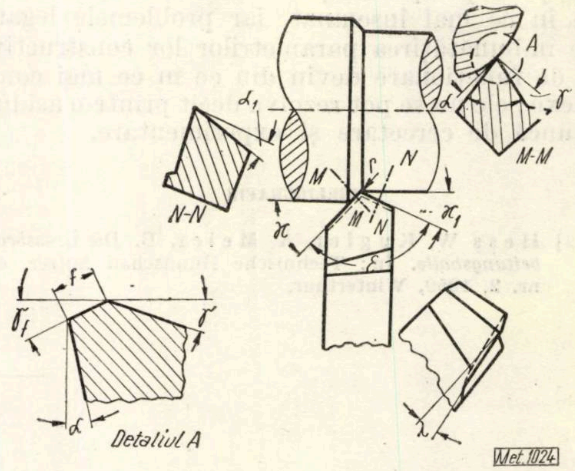


Fig. 1. Elementele geometrice ale cuțitului de strung.

Tabela 1

Material / Caracteristica	OL 38	OL 42	OL 50	OL 60	OL 70	OL C 10	OL C 16	OL C 25	OL C 35	OL C 45	OL C 60
$\sigma_{r\,\mathrm{med}}$, kgf/mm^2	39,2	46,5	56	66,6	83,4	37,7	41,8	48,7	57,7	63	85,3
$\sigma_{r\,\mathrm{min}}$, kgf/mm^2	37,3	44,6	55	63	79	37	40,5	46,4	55,8	58	83,6
$\sigma_{r\,\mathrm{max}}$, kgf/mm^2	40,5	47,5	57	68,5	87	39,6	43,7	51,1	58,3	70,5	86,5
$\mathrm{HB_{med}}$, kgf/mm^2	110	123	153	175	238	101	109	139	165	199	241
$\mathrm{HB_{min}}$, kgf/mm^2	108	117	146	167	230	98	106	133	160	193	225
$\mathrm{HB_{max}}$, kgf/mm^2	111	131	160	183	245	103	111	141	167	205	259
C_1, %	0,12	0,23	0,28	0,45	0,63	0,06 0,13	0,11 0,18	0,24	0,32	0,41	0,59
Mn, %	0,44	0,57	0,80	0,71	0,70	0,30 0,50	0,30 0,50	0,57	0,64	0,54	0,66
Si, %	0,01	0,18	0,35	0,24	0,26	0,15 0,37	0,15 0,37	0,17	0,29	0,37	0,28
S, %	0,022	0,032	0,028	0,053	0,031	max 0,05	max 0,05	0,030	0,029	0,024	0,035
P, %	0,015	0,017	0,030	0,040	0,046	max 0,04	max 0,04	0,028	0,029	0,026	0,029

În calculele ce urmează s-au utilizat valorile medii ale caracteristicilor mecanice specificate în tabela 1, adică $\sigma_{r\,med}$ HB_{med}.

Măsurări de duritate HRC s-au efectuat şi asupra unor tipuri de plăcuţe din carburi metalice ce au fost experimentate, rezultatele fiind redate în tabela 14.

Pentru toate oţelurile carbon analizate s-a obţinut relaţia dintre rezistenţa medie de rupere la tracţiune şi duritatea medie a acestora, sub forma:

$$\sigma_r = 0{,}34\ \mathrm{HB} + 2{,}92. \qquad (1)$$

Relaţia (1) mai poate fi aproximată şi sub următoarea formă:

$$\sigma_r \approx 0{,}36\ \mathrm{HB}. \qquad (2)$$

Determinările asupra compoziţiei chimice a oţelurilor au condus la următoarele relaţii ce leagă conţinutul de carbon C de caracteristicile σ_r şi HB:

$$\sigma_r = 96{,}15\ \mathrm{C} + 26{,}73 \qquad (3)$$

$$\mathrm{HB} = 258{,}1\ \mathrm{C} + 68{,}57. \qquad (4)$$

Cuţitul de strung a fost armat prin lipire cu plăcuţe din carburi metalice de tip S_1, fabricaţie Harith, şi ascuţite la geometria prescrisă, la o maşină universală de ascuţit, utilizînd pietre din carbură de siliciu. Feţele active astfel ascuţite nu au fost lepuite. Consola cuţitului a fost de circa 35 mm, experienţele fiind efectuate pe strunguri universale Ş 3, echipate cu electromotoare de 7 kW.

Efectuînd un studiu de durabilitate, cînd cuţitul capătă uzura plafon de 1 mm pe faţa de aşezare secundară, au fost determinate valorile optime ale părţii active a cuţitului, (tabela 2).

Tabela 2

Material / Unghiul	OL 38	OL 42	OL 50	OL 60	OL 70	OL C 25	OL C 35	OL C 45	OL C 60
$\overset{\circ}{\gamma}_{opt}$	19	15	10	5	0	15	10	2	−5
$\overset{\circ}{\alpha}_{opt}$	11								
$\overset{\circ}{\alpha}_{1\,opt}$	15								
$\overset{\circ}{\varkappa}_{1\,opt}$	10								
$\overset{*\circ}{\varkappa}_{opt}$	45								

*) $\varkappa = 45°$, valoarea adoptată pentru a efectua doar calculele comparative.

Trebuie menţionat că valoarea $\varkappa = 45°$ a unghiului de atac principal nu este o valoare optimă, deoarece durabilitatea cuţitului scade continuu, odată cu creşterea lui $\varkappa$ în domeniul experimentat. S-a considerat de asemenea că variaţia $-5° \leqslant \lambda \leqslant +5°$ nu influenţează în mod esenţial asupra durabilităţii şi din acest motiv experienţele au fost efectuate cu valoarea $\lambda \approx 0°$.

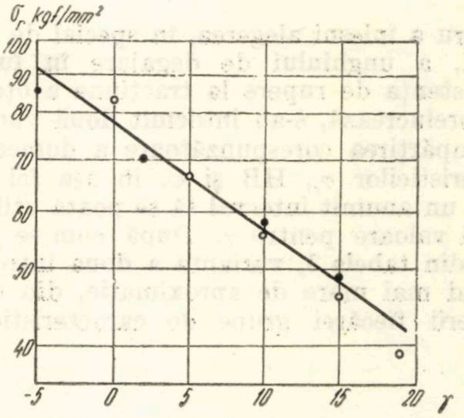


Fig. 2. Variaţia valorii optime a unghiului de degajare în funcţie de rezistenţa de rupere la tracţiune a oţelului carbon prelucrat.

Dependenţa unghiului γ faţă de rezistenţa medie de rupere la tracţiune este redată şi în figura 2.

Valoarea unghiului γ optim în funcţie de caracteristicile mecanice se calculează cu formulele:

$$\gamma = 71{,}43 \log \frac{77{,}36}{\sigma_r}, \qquad (5)$$

$$\gamma = 71{,}43 \log \frac{26{,}5}{1 + 0{,}1164\ \mathrm{HB}}, \qquad (6)$$

unde se utilizează logaritmii zecimali, sau cu expresia aproximativă:

$$\gamma = 71{,}43 \log \frac{215}{\mathrm{HB}}, \qquad (7)$$

care este o consecinţă a formulelor (2) şi (5).

Unghiul γ_{opt} mai poate fi calculat şi în funcţie de procentul de carbon din oţel, utilizînd formula :

$$\gamma = 71{,}43 \log \frac{0{,}805}{C + 0{,}278}. \qquad (8)$$

Pentru a înlesni alegerea, în special de către sculării, a unghiului de degajare în funcţie de rezistenţa de rupere la tracţiune a oţelului ce se prelucrează, s-au întocmit două variante prin împărţirea corespunzătoare a domeniului caracteristicilor σ_r, HB şi C, în aşa fel încît pentru un anumit interval să se poată utiliza o singură valoare pentru γ. După cum se poate vedea din tabela 3, varianta a doua introduce un grad mai mare de aproximaţie, din cauza extinderii fiecărei grupe de caracteristici în parte.

Tabela 3

	Varianta întîi				Varianta a doua		
σ_r, kgf/mm²	35...45	45...55	55...70	70...90	38...50	50...65	65...90
HB, kgf/mm²	95...125	125...150	150...200	200...250	105...140	140...180	180...250
C, %	0,09...0,19	0,19...0,29	0,29...0,45	0,45...0,63	0,12...0,24	0,24...0,40	0,40...0,63
$\gamma°$	20	14	7	−2	17...18	9...10	−1...0

Pentru unghiul de înclinare al faţetei, se recomandă valoarea :

$$\gamma_f = -\alpha_{\text{opt}} = 10° \qquad (9)$$

iar pentru lăţimea faţetei

$$f = (2{,}8...2{,}9)\, s.\ \sin \varkappa. \qquad (10)$$

Schema de execuţie a faţetei de-a lungul muchiei principale aşchietoare este redată în figura 1.

Valoarea razei de racordare a vîrfului cuţitului se calculează cu relaţia :

$$r = (2....4)\ s = (0{,}2...1)\ t. \qquad (11)$$

Utilizînd pentru cuţitul de strung valorile optime ale unghiurilor (tabela 2), s-a determinat pentru fiecare oţel în parte, pe baza legăturii ce există între viteză şi durabilitate la un regim constant,

$$vT^n = C_1, \qquad (12)$$

valoarea exponentului n, ca medie a tuturor determinărilor efectuate pe fiecare oţel în parte n_{med}.

Aşa cum se vede în tabela 4, s-au calculat şi valorile n_{MED} pe grupe de oţeluri standardizate, precum şi valoarea n_0 ca medie globală. Coeficienţii n sînt utili la calculul coeficienţilor de corecţie a vitezei, aşa cum se va vedea în cele ce urmează.

Calculul propriu zis al regimului de aşchiere se efectuează utilizînd formula vitezei de aşchiere pentru o durabilitate T oarecare

$$v_T = \frac{C}{t^x \cdot s^y} \cdot K \qquad (13)$$

unde

$$K = K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_T \cdot K_m \cdot K_\gamma \cdot K_\alpha \cdot K_{\alpha_1} \cdot K_\varkappa \cdot K_{\varkappa_1} \cdot \cdot K_\lambda \cdot K_f \cdot K_r \cdot \qquad (14)$$

În această ultimă relaţie, indicii 1, 2 şi 3 indică pentru coeficienţii de corecţie aferenţi influenţa respectivă a proprietăţilor mecanice ale materialului prelucrat, a sistemului de răcire adoptat şi a modului de ascuţire a cuţitului. Indicele 4 precizează influenţa coeficientului de corecţie a vitezei în funcţie de omogenitatea metalului prelucrat, prezenţa straturilor ecruisate, prezenţa incluziunilor etc.

Indicii T şi m se referă la corectarea vitezei funcţie de durabilitatea economică aleasă şi respectiv funcţie de materialul plăcuţei.

Tabela 4

Material / n	STAS 500-49					STAS 880-49		
	OL 38	OL 42	OL 50	OL 60	OL 70	OL C 25	OL C 35	OL C 60
n_{med}	0,234	0,225	0,224	0,220	0,205	0,145	0,133	0,154
n_{MED}	0,220					0,144		
n_0	0,18							

Coeficienţii K_γ, K_α,... se referă la corecţia vitezei atunci cînd se utilizează la cuţit unghiuri diferite de cele optime ce au fost specificate în tabela 2.

Calculul regimului de aşchiere se efectuează cu ajutorul formulei (13) şi al tabelei 5 în care se redau valorile exponenţilor x şi y pentru fiecare oţel experimentat, precum şi valorile medii ale acestor exponenţi atît pentru grupe de oţeluri (STAS 500—49 şi STAS 880—49) cît şi valoarea globală a acestor exponenţi pentru toate oţelurile carbon. Tot în această tabelă se dă şi valoarea $C.K_1$ pentru fiecare material experimentat.

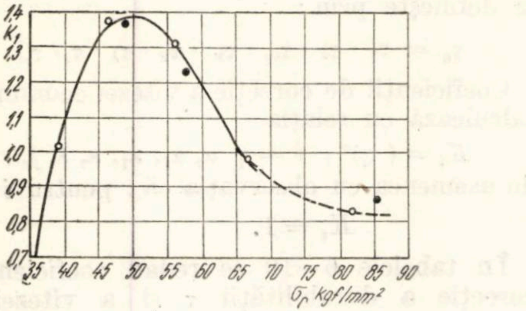


Fig. 3. Variaţia coeficientului de corecţie a vitezei de aşchiere în funcţie de rezistenţa de rupere la tracţiune:

a—pentru $35 < \sigma_r < 65$ kgf/mm²; b—pentru $65 < \sigma_r <$ kgf/mm²

Reconsiderînd datele referitoare la produsul $C.K_1$ din tabela 5 şi admiţînd că pentru grupa oţelurilor constanta

$$C = 100, \tag{15}$$

expresia coeficientului K_1, capătă forma:

$$K_1 = 6{,}6.\,10^{-5}\,\sigma_r^3 - 1{,}244.10^{-2}\sigma_r^2 + 7{,}475.10^{-1}\sigma_r - 13{,}128 \text{ pentru } 35 < \sigma_r < 65 \text{ kgf/mm}^2 \tag{16}$$

$$K_1 = 4{,}94.10^{-4}\sigma_r^2 - 8{,}3.\ 10^{-2}\,\sigma_r + 4{,}316 \quad \text{pentru } 65 < \sigma_r < 85 \text{ kgf/mm}^2.$$

Legea de variaţie a coeficientului K_1 în funcţie de σ_r este dată şi în figura 3.

Coeficienţii K din expresia (14), cu excepţia lui K_1, sînt egali cu unitatea în cazul în care se utilizează geometria optimă a cuţitului armat cu plăcuţă S_1, fără faţetă sau rază de racordare şi atunci cînd se lucrează fără lichid de răcire, cuţitul avînd o durabilitate de $T = 60$ min, şi sînt înlăturate straturile cu incluziuni şi crusta.

Tabela 5

Nr. STAS	Material	$C.K_1$	Pentru fiecare oţel		Pentru grupa de oţeluri		Pentru toate oţelurile	
			x	y	x	y	x	y
500—49	OL 38	101,75	0,1425	0,4711	0,15	0,43	0,17	0,45
	OL 42	138,20	0,1237	0,4176				
	OL 50	131,24	0,1362	0,4234				
	OL 60	98,43	0,1446	0,3826				
	OL 70	83,44	0,2012	0,4535				
880—49	OL C 10	88,00	—	—	0,20	0,47		
	OL C 16	118,00	—	—				
	OL C 25	136,70	0,2200	0,4700				
	OL C 35	122,90	0,2200	0,4310				
	OL C 45	92,80	—	—				
	OL C 60	86,31	0,1470	0,4989				

Avînd aceste elemente, se poate calcula valoarea vitezei economice în condiţiile specificate. Elementele de calcul al vitezei economice sînt valabile pentru intervalul de avansuri şi adîncimi de aşchiere:

$$\left.\begin{aligned} s &= 0{,}1 - 0{,}8 \text{ mm/rot} \\ t &= 0{,}1 - 5 \text{ mm} \end{aligned}\right\}. \tag{17}$$

Regimul de lucru se poate determina cu o bună aproximaţie şi cu ajutorul nomogramelor. În figura 4 se redă un astfel de exemplu. Nomograma prezentată este construită introdu-

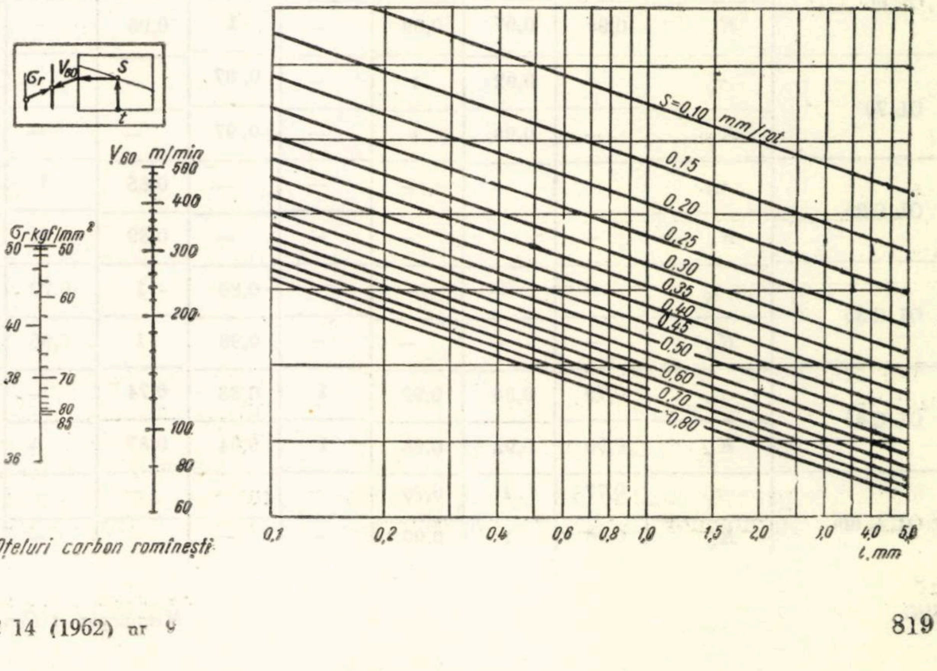


Fig. 4. Nomogramă generalizată pentru aşchierea pe strung a tuturor oţelurilor carbon romîneşti, cu cuţite armate cu plăcuţe din carburi metalice S_1, ascuţite la geometria optimă.

cînd în formula (13) expresiile (15), (16) și valorile generalizate ale exponenților x și y pentru toate oțelurile carbon, adică $x = 0{,}17$ și $y = 0{,}45$ (tabela 5).

Dacă din diferite motive nu se utilizează geometria optimă la cuțit sau se lucrează în condiții diferite de acelea în care s-au determinat formulele de calcul ale regimului economic pentru o durabilitate $T = 60$ min, se pune problema coeficienților de corecție.

Astfel, coeficientul de corecție a durabilității în funcție de unghiurile părții active a cuțitului se definește ca raportul dintre durabilitatea acestuia, ascuțit la o anumită valoare a unghiului studiat, și durabilitatea maximă obținută în cazul variației acelui parametru și care corespunde valorii optime (durabilitatea exprimată în minute). În general, pentru un parametru geometric oarecare, notat i, coeficientul de corecție a durabilității τ, în funcție de acest parametru, este

$$\tau_i = \frac{T_i}{T_{i_{\mathrm{opt}}}} \text{ unde } i = \gamma, \alpha, \alpha_1\, \varkappa_1\, \varkappa\, \lambda. \quad (18)$$

Pentru

$$i = i_{\mathrm{opt}}, \quad \tau_i = 1. \quad (19)$$

În același mod se definesc coeficienții de corecție a durabilității atunci cînd fațeta cuțitului se execută sub un unghi γ_f sau rază de racordare:

$$\tau_f = \frac{T_f}{T_{\gamma_{\mathrm{opt}}}}; \quad (20)$$

$$\tau_r = \frac{T_r}{T_{r=0}}. \quad (21)$$

Coeficientul global de corecție a durabilității în funcție de unghiurile părții active a sculei se definește prin:

$$\tau_0 = \tau_\gamma \cdot \tau_\alpha \cdot \tau_{\alpha_1} \cdot \tau_{\varkappa_1} \cdot \tau_\varkappa \cdot \tau_\lambda \cdot \tau_f \cdot \tau_r. \quad (22)$$

Coeficienții de corecție a vitezei economice se calculează cu relația

$$K_i = (\tau_i)^n, \quad i = \gamma\ \alpha, \alpha_1, \varkappa_1, \varkappa, \lambda, f, r, \quad (23)$$

de asemenea cu observația că: pentru $i = i_{\mathrm{opt}}$,

$$K_i = 1. \quad (24)$$

În tabelele 6–10 se redau coeficienții de corecție a durabilității τ și a vitezei eco-

Tabela 6

Material		γ										
		−10°	−5°	0°	2°	5°	10°	15°	17°	19°	20°	22°
OL 38	τ_γ	—	—	—	—	—	—	0,81	—	1	—	0,76
	K_γ	—	—	—	—	—	—	0,95	—	1	—	0,94
OL 42	τ_γ	—	—	—	—	—	0,86	1	—	—	0,92	—
	K_γ	—	—	—	—	—	0,98	1	—	—	0,92	—
OL 50	τ_γ	—	—	—	—	0,81	1	0,84	—	—	—	—
	K_γ	—	—	—	—	0,95	1	0,96	—	—	—	—
OL 60	τ_γ	0,74	0,87	0,94	—	1	0,78	—	—	—	—	—
	K_γ	0,94	0,97	0,99	—	1	0,95	—	—	—	—	—
OL 70	τ_γ	—	0,92	1	—	0, 87	—	—	—	—	—	—
	K_γ	—	0,98	1	—	0, 97	—	—	—	—	—	—
OL C 25	τ_γ	—	—	—	—	—	0,65	1	0,70	—	—	—
	K_γ	—	—	—	—	—	0,89	1	0,95	—	—	—
OL C 35	τ_γ	—	—	—	—	0,85	1	0,70	—	—	—	—
	K_γ	—	—	—	—	0,98	1	0,95	—	—	—	—
OL C 45	τ_γ	0,79	0,84	0,92	1	0,88	0,74	—	—	—	—	—
	K_γ	0,90	0,92	0,96	1	0,94	0,87	—	—	—	—	—
OL C 60	τ_γ	0,77	1	0,75	—	—	—	—	—	—	—	—
	K_γ	0,96	1	0,96	—	—	—	—	—	—	—	—

nomice K pentru unghiurile γ, α, α_1, $\varkappa_1$ şi $\varkappa$, iar în tabela 11 valorile globale ale aceloraşi coeficienţi în cazul unor anumite abateri de la geometria optimă prescrisă.

Tabela 7

Material		α°		
		7	11	14,5
OL 38	τ_α	0,84	1	0,83
	K_α	0,95	1	0,96
OL 42	τ_α	0,50	1	0,94
	K_α	0,85	1	0,98
OL 50	τ_α	0,87	1	0,51
	K_α	0,86	1	0,97
OL 60	τ_α	0,78	1	0,94
	K_α	0,95	1	0,98
OL 70	τ_α	0,98	1	0,96
	K_α	0,99	1	0,99
OL C 25	τ_α	0,59	1	0,57
	K_α	0,93	1	0,92
OL C 35	τ_α	0,70	1	0,71
	K_α	0,95	1	0,96
OL C 45	τ_α	0,88	1	0,89
	K_α	0,94	1	0,95
OL C 60	τ_α	0,83	1	0,94
	K_α	0,97	1	0,98

Tabela 8

Material		α_1°		
		10	15	20
OL 38	τ_{α_1}	0,61	1	0,64
	K_{α_1}	0,89	1	0,90
OL 42	τ_{α_1}	0,84	1	0,71
	K_{α_1}	0,96	1	0,92
OL 50	τ_{α_1}	0,50	1	0,65
	K_{α_1}	0,86	1	0,91
OL 60	τ_{α_1}	0,65	1	0,79
	K_{α_1}	0,91	1	0,95
OL 70	τ_{α_1}	0,82	1	0,96
	K_{α_1}	0,96	1	0,99
OL C 25	τ_{α_1}	0,75	1	0,59
	K_{α_1}	0,96	1	0,93
OL C 35	τ_{α_1}	0,54	1	0,46
	K_{α_1}	0,91	1	0,90
OL C 45	τ_{α_1}	0,75	1	0,68
	K_{α_1}	0,88	1	0,84
OL C 60	τ_{α_1}	0,74	1	0,89
	K_{α_1}	0,95	1	0,98

Tabela 9

Material		χ_1°		
		5	10	15
OL 38	$\tau_{\varkappa_1}$	0,94	1	0,91
	$K_{\varkappa_1}$	0,98	1	0,97
OL 42	$\tau_{\varkappa_1}$	0,90	1	0,77
	$K_{\varkappa_1}$	0,98	1	0,94
OL 50	$\tau_{\varkappa_1}$	0,62	1	0,75
	$K_{\varkappa_1}$	0,90	1	0,94
OL 60	$\tau_{\varkappa_1}$	0,81	1	0,69
	$K_{\varkappa_1}$	0,69	1	0,92
OL 70	$\tau_{\varkappa_1}$	0,79	1	0,92
	$K_{\varkappa_1}$	0,96	1	0,99
OL C 25	$\tau_{\varkappa_1}$	0,74	1	0,55
	$K_{\varkappa_1}$	0,96	1	0,92
OL C 35	$\tau_{\varkappa_1}$	0,72	1	0,56
	$K_{\varkappa_1}$	0,96	1	0,93
OL C 45	$\tau_{\varkappa_1}$	0,95	1	0,69
	$K_{\varkappa_1}$	0,98	1	0,85
OL C 60	$\tau_{\varkappa_1}$	0,83	1	0,87
	$K_{\varkappa_1}$	0,97	1	0,98

Tabela 10

Material		χ°		
		30	45	90
OL 38	$\tau_\varkappa$	1,13	1	0,45
	$K_\varkappa$	1,03	1	0,83
OL 42	$\tau_\varkappa$	1,09	1	0,50
	$K_\varkappa$	1,02	1	0,85
OL 50	$\tau_\varkappa$	1,03	1	0,66
	$K_\varkappa$	1,01	1	0,91
OL 60	$\tau_\varkappa$	1,13	1	0,27
	$K_\varkappa$	1,03	1	0,75
OL 70	$\tau_\varkappa$	1,04	1	0,83
	$K_\varkappa$	1,01	1	0,97
OL C 25	$\tau_\varkappa$	1,29	1	0,10
	$K_\varkappa$	1,04	1	0,72
OL C 35	$\tau_\varkappa$	1,29	1	0,12
	$K_\varkappa$	1,03	1	0,75
OL C 45	$\tau_\varkappa$	1,08	1	0,37
	$K_\varkappa$	1,04	1	0,63
OL C 60	$\tau_\varkappa$	1,23	1	0,52
	$K_\varkappa$	1,03	1	0,90

Atunci cînd cuţitul se execută cu o faţetă de lăţime f sub un unghi γ_f, se recomandă următorul coeficient de corecţie a vitezei ţinînd seamă de relaţiile (9) şi (10)

$$K_f = 1{,}08. \tag{25}$$

Tabela 11

γ	$\tau_{\gamma\,med}$	$K_{\gamma\,med}$	α	$\tau_{\alpha\,med}$	$K_{\alpha\,med}$	α_1	$\tau_{\alpha_1\,med}$	$K_{\alpha_1\,med}$	$\varkappa_{\tau_1}$	$\tau_{\varkappa_1\,med}$	$K_{\varkappa_1\,med}$	$\varkappa$	$\tau_{\varkappa\,med}$	$K_{\varkappa\,med}$
$\gamma^\circ_{opt} - 5^\circ$	0,82	0,96	7°	0,77	0,95	10°	0,69	0,93	5°	0,81	0,96	30°	1,15	1,03
γ°_{opt}	1	1	11°	1	1	15°	1	1	10°	1	1	45°	1	1
$\gamma^\circ_{opt} + 5^\circ$	0,77	0,95	15°	0,81	0,96	20°	0,71	0,94	15°	0,75	0,95	90°	0,42	0,86

Dacă tăişului i se execută o rază de racordare, se recomandă pentru K_r valorile redate în tabela 12.

Tabela 12

r,mm	0	0,5	1	1,5	2	2,5	3
K_r	1	1,05	1,10	1,13	1,17	1,20	1,23

Coeficienţii K_f şi K_r au fost determinaţi ca şi coeficienţii K_i (23), considerîndu-se $n_0 = 0{,}18$.

Coeficientul de corecţie a vitezei funcţie de durabilitatea economică aleasă pentru un anumit material de prelucrat la acelaşi avans şi adîncime de tăiere se defineşte cu ajutorul relaţiei : $K_T = \frac{v_T}{v_{60}} = \left(\frac{60}{T}\right)^n$, cînd se ia drept etalon durabilitatea $T = 60$ min. Se vede imediat că pentru $T = 60$ min, $K_T = 1$. Valorile acestui coeficient de corecţie se dau în tabela 13 pentru intervalul de durabilităţi

$$T = 50 - 120 \text{ min.} \tag{26}$$

Tabela 13

	T min	50	60	70	80	90	100	110	120
K_T	Oţel carbon obişnuit STAS 500-49	1,04	1	0,97	0,94	0,91	0,89	0,87	0,86
	Oţel carbon de calitate STAS 880-49	1,03	1	0,98	0,96	0,94	0,93	0,92	0,90
	Toate oţelurile carbon	1,03	1	0,97	0,95	0,93	0,91	0,90	0,88

Coeficienţii de corecţie a vitezei de aşchiere funcţie de materialul sculei se definesc ca raportul dintre vitezele economice obţinute cu două materiale de scule M_1 şi M_2 la acelaşi avans, adîncime de tăiere şi aceeaşi durabilitate, adică :

$$K_m = \frac{v_{M2}}{v_{M1}}. \tag{27}$$

Comparativ cu plăcuţele din carburi metalice de tipul S1 pentru care $K_m = 1$, se redau în tabela 14 valorile K_m pentru unele tipuri de plăcuţe ce au fost experimentate în domeniul prelucrărilor de finisare, unde $s < t$.

Tabela 14

Tipul plăcuţei	T15 K6	S1	S2	T14 K8	T5 K10	S3
HRC	78	75	76,4	75	74,6	74,1
K_m	1,05	1	0,94	0,93	0,86	0,87

Pentru a ilustra felul în care se aplică aceste rezultate în cazul prelucrării prin strunjire a oţelurilor carbon romîneşti se dau cîteva exemple de calcul :

1. Să se determine în cazul oţelului OL 50 (STAS 500—49), regimul economic de prelucrare prin strunjire, cuţitul fiind armat cu plăcuţe din carburi metalice S1.

Cuţitul se ascute la geometria optimă, specificată în tabela 2.

$$\gamma = 10^\circ,\ \alpha = 11^\circ,\ \alpha_1 = 15^\circ,\ \varkappa_1 = 10^\circ$$
$$\varkappa = 45^\circ,\ \lambda \approx 0^\circ \tag{28}$$

fără a avea faţetă, sau rază de racordare.

Considerînd că prelucrarea se efectuează cu avansul $s = 0{,}25$ mm/rot şi adîncimea de tăiere $t = 1{,}2$ mm, cu formula (13) şi datele din tabela 5 se calculează valoarea vitezei economice pentru o durabilitate $T = 60$ min :

$$v_{60} = \frac{131{,}24}{1{,}2^{0{,}1362} \cdot 0{,}25^{0{,}4234}} = \frac{131{,}24}{1{,}025 \cdot 0{,}556} =$$
$$= 230 \text{ m/min.} \tag{29}$$

De asemenea din nomograma din figura 4 se poate citi direct pentru aceiaşi s şi t aleşi anterior, considerînd că oţelul are — conform tabelei 1 — $\tau_r = 56$ kgf/mm², valoarea vitezei economice :

$$v_{60} \approx 240 \text{ m/min.} \tag{30}$$

Se constată că valoarea v_{60} citită cu ajutorul nomogramei generalizate este mai mare cu cca 4% față de valoarea calculată pentru același caz; este deci admisibilă.

2. În cazul prelucrării aceluiași oțel, ascuțind cuțitul la o geometrie diferită de cea optimă, să se determine căderea de durabilitate precum și viteza economică de prelucrare.

a) Considerînd că prin ascuțire se obțin pentru unghiurile cuțitului valorile

$$\gamma = 5°, \alpha = 7°, \alpha_1 = 15°, \varkappa_1 = 10°,$$
$$\varkappa = 90°, \lambda \approx 0°, \qquad (31)$$

după relația (22) și tabelele 5....10 coeficientul global de corecție a durabilității în funcție de unghiurile părții active a cuțitului devine:

$$\tau_0 = 0{,}81.0{,}87.\,1.1.\,0{,}66.1 = 0{,}465. \qquad (32)$$

În acest caz, durabilitatea economică aleasă, T = 60 min, se modifică în proporția:

$$T_0 = 60.0{,}465 \approx 28 \text{ min.} \qquad (33)$$

Dacă se calculează τ_0 cu ajutorul valorilor generalizate din tabela 11 se obține pentru coeficientul global de corecție a durabilității:

$$\tau_0' = 0{,}82\,.\,0{,}77\,.\,1\,.\,1.0{,}42.1 = 0{,}265 \qquad (34)$$

iar durabilitatea sculei devine

$$T_0' = 60.\,0{,}265 \approx 16 \text{ min.} \qquad (35)$$

De aici se desprinde faptul că utilizînd o geometrie necorespunzătoare, durabilitatea cuțitului se va micșora pentru acest caz de la 60 min la valori între 16 și 28 min.

În exemplul prezentat diferența ce apare între relațiile (32) și (34) nu prezintă o deosebită importanță practică, deoarece în nici un caz nu se recomandă să se utilizeze un cuțit care să aibă o durabilitate atît de scăzută. Se reține deci că modificarea geometriei optime și menținerea vitezei de așchiere ca și în cazul geometriei optime, conduce de multe ori la durabilități inadmisibil de scăzute. Situația poate fi remediată prin modificarea vitezei de așchiere cu ajutorul coeficienților de corecție K_i. La calculul acestor coeficienți diferențele mari dintre coeficienții de corecție a durabilității τ_0 și τ_0' conduc la diferențe mult mai mici între coeficienții K_0 de corecție a vitezei. Reiese deci că în cele din urmă nu vor apare deosebiri esențiale între rezultatele obținute cu valorile generalizate și cele calculate pentru fiecare oțel ale coeficienților de corecție a vitezei de așchiere. Acest fapt este ilustrat în următorul exemplu de calcul.

b) În mod analog, utilizînd valorile corespunzătoare din tabelele 6—10, coeficientul de corecție a vitezei capătă valoarea

$$K_0 = 0{,}95\,.\,0{,}86\,.\,1\,.\,1\,.\,0{,}91\,.\,1 = 0{,}744, \qquad (36)$$

sau corespunzător coeficienților de corecție globali din tabela 11:

$$K_0' = 0{,}96\,.\,0{,}95\,.\,1.1.0{,}86.1 = 0{,}785. \qquad (37)$$

În acest caz, valoarea vitezei economice v_{60} obținută prin calcul devine:

$$v_{60} = 230 \times (0{,}747\ldots0{,}785) = 171-181 \text{ m/min} \qquad (38)$$

pentru care se poate admite o valoare medie

$$v_{60} = 176 \text{ m/min.} \qquad (39)$$

În mod asemănător, valoarea vitezei citite pe nomogramă (30) devine

$$v_{60} = 240\,(0{,}744\ldots0{,}785) = 179-189 \text{ m/min} \qquad (40)$$

adică similar o valoare medie:

$$v_{60} = 184 \text{ m/min.} \qquad (41)$$

Din exemplele prezentate pînă aici iese în evidență importanța respectării parametrilor geometrici optimi, care asigură o productivitate ridicată.

Atît căderea de viteză de la 230 m/min calculată la 176 m/min corectată, cît și cea de la 240 m/min citită din nomogramă la 184 m/min, de asemenea corectată, sînt de circa 23%, aceasta datorită faptului că în locul geometriei optime prescrise se utilizează o geometrie necorespunzătoare. Se reamintește faptul că aceste viteze scăzute asigură cuțitului o durabilitate economică $T = 60$ min.

Diferențele dintre vitezele de așchiere obținute în cele din urmă cu formule de calcul sau nomograme, cu ajutorul coeficienților de corecție generalizați sau calculați pentru fiecare oțel, sînt în general mici, fără importanță pentru practică, mai cu seamă dacă se ține seama de faptul că variația turației la strunguri se face în trepte.

3. Să se determine valoarea vitezei economice la prelucrarea oțelului OL 50 (STAS 500—49), utilizînd un cuțit armat cu plăcuță de tipul T 15 K 6, ascuțit la geometria optimă, căruia i se execută fațetă și care să aibă o durabilitate economică de $T = 90$ min.

Considerînd ca și în exemplul 1, că prelucrarea se efectuează la același regim de lucru (s, t), valoarea vitezei economice calculate $v_{60} = 230$ m/min, de exemplu, trebuie corectată în conformitate cu noile condiții impuse prin problemă.

Se calculează deci:

$$v_{90} = 230 \cdot K_T \cdot K_m \cdot K_f = 230 \cdot 0{,}91 \cdot 1{,}05 \cdot 1{,}08 = 238 \text{ m/min.} \qquad (42)$$

În relația (42) s-a luat în considerație din tabela 13 valoarea generalizată a coeficientului K_T pentru grupa oțelurilor din STAS 500—49, din care face parte oţelul OL 50. Coeficientul K_m se regăseşte în tabela 14, iar coeficientul K_f este dat de relaţia (25).

La executarea faţetei se reaminteşte că unghiul γ_f sub care se construieşte faţeta este dat de relaţia (9) avînd valoarea $-\gamma_f = 10°$, iar lăţimea faţetei se calculează cu ajutorul relaţiei (10), pentru care se admite:

$$f = 2{,}85 \cdot s \cdot \sin \varkappa = 2{,}85 \cdot 0{,}25 \cdot \sin 45° =$$

$$= 2{,}85 \cdot 0{,}25 \cdot 0{,}707 \approx 0{,}5 \text{ mm}. \qquad (43)$$

4. Să se determine valoarea vitezei economice v_T la prelucrarea oţelului carbon de calicate OL C 60 STAS 880–49 în următoarele condiţii: plăcuţă T 14 K 8, ascuţită la geometria optimă, cu faţetă pe muchia principală aşchietoare

$$\varkappa = 30°;$$

$$s = 0{,}40 \text{ mm/rot};$$

$$t = 1{,}5 \text{ mm};$$

$$T = 120 \text{ min}.$$

Calculînd cu ajutorul formulei (10), rezultă pentru faţetă valoarea

$$f \approx 0{,}6 \text{ mm}. \qquad (44)$$

Viteza economică, utilizînd formula (13) şi datele din tabelele respective, este dată de relaţia

$$v_{120} = \frac{C \cdot K_1}{t^x \cdot s^y} K_T \cdot K_m \cdot K_\varkappa \cdot K_f = \frac{86{,}31}{1{,}5^{0{,}1470} \cdot 0{,}4^{0{,}4989}} \cdot$$

$$\cdot 0{,}90 \cdot 0{,}93 \cdot 1{,}03 \cdot 1{,}08 = 120 \text{ m/min}. \qquad (45)$$

Din nomograma din figura 4 rezultă pentru $\tau_r = 85$ kgf/mm², o viteză

$$v_{60} \approx 117 \text{ m/min}. \qquad (46)$$

Aplicîndu-i corecţia pentru condiţiile date, se obţine:

$$v_{120} = 109 \text{ m/min}. \qquad (47)$$

Pentru ca procesul aşchierii metalelor prin strunjire să devină economic, este necesar să se calculeze în funcţie de caracteristicile mecanice ale materialului de prelucrat, geometria optimă a cuţitului şi regimul economic de lucru. Elementele de calcul atît pentru geometria părţii active a cuţitului de strung, cît şi pentru determinarea regimului economic, pot fi concretizate în tabele, nomograme şi diagrame. Acestea din urmă introduc un oarecare grad de aproximaţie în ceea ce priveşte determinarea valorilor respective, dar această aproximaţie este acceptabilă în practică.

Pentru practica de uzină, se recomandă să se utilizeze valorile generalizate ale unghiului de degajare pentru grupe de material de prelucrat specificate în tabela 3.

Pentru o cît mai bună aplicare a rezultatelor prezentate în această lucrare privind prelucrabilitatea oţelurilor carbon romîneşti în uzinele noastre constructoare de maşini, este necesar ca acestea să-şi amenajeze ascuţitorii centralizate, care să asigure ascuţirea sculelor la geometria optimă prescrisă pentru oţelul ce se prelucrează.

În acest fel se poate ajunge la o productivitate mărită, la scăderea preţului de cost pe fabricat şi la îmbunătăţirea calităţii produselor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Popov, M., Mitrică I., şi Deciu E. *Aspecte ale cercetării ştiinţifice în domeniul aşchierii metalelor în R.P.R.* Metalurgia şi Constructia de Maşini Nr. 10, anul *XI*, 1959. [2]. Popov, M., Mitrică, I. şi Deciu E. *Geometria optimă a cuţitului de strung armat cu plăcuţe din carburi metalice pentru aşchierea oţelurilor* OL C 45, OL 70, OL 60. Metalurgia şi Construcţia de Maşini, Nr. 6, anul *XII*, 1960. [3]. Popov M., Mitrică, I. Deciu E. – *Studiul regimurilor optime de aşchiere pe strung a oţelurilor romîneşti* OL C 45, OL 70, OL 60. Metalurgia şi Construcţia de Maşini, Nr. 8, anul *XII*, 1960. [4] Popov M., Deciu E. şi Mitrică I., *Condiţii de aşchiere economică a oţelurilor din STAS 500-49.* Metalurgia şi Construcţia de Maşini, Nr. 10, anul *XIII*, 1961 [5]. Popov M., Mitrică I., Deciu E. *Geometria sculei aşchietoare pentru prelucrarea oţelurilor.* Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată, Nr .6 tom *XII*, 1961. [6] Popov M, Mitrică I şi Deciu E, *Influenţa faţetei şi a razei de racordare asupra uzurii sculei aşchietoare.* Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată, Nr. 1, tom *XIII*, 1962. [7] Popov M, Deciu E. şi Mitrică I, *Asupra regimurilor economice de strunjire a oţelurilor carbon.* Studii şi Cercetări de Mecanică Aplicată, Nr 4. tom *XIII*, 1962.

CZ 621.91.07.015

Contribuţii la studiul influenţei microgeometriei şi uzurii tăişului sculei asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate

Ing. ŞTEFĂNUŢĂ ENACHE
Institutul politehnic – Bucureşti

În literatura de specialitate [1], [3], [4] problema influenţei microgeometriei şi uzurii sculei asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate nu este elucidată, iar rezultatele obţinute de diferiţii cercetători sînt fie neconcludente şi contradictorii, fie lipsite de o explicaţie a esenţei fizice a fenomenelor respective.

În prezent importanţa acestui studiu constă mai ales în faptul că, în condiţiile aplicării metodelor avansate de aşchiere, microgeometria (rugozitatea R_t şi raza de bontire ρ a tăişului) şi uzura tăişului sculei se situează pe primul plan în ceea ce priveşte influenţa factorilor de bază ai aşchierii asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate.

Pentru verificarea în condiţii reale de lucru a acestei ipoteze precum şi pentru obţinerea unor rezultate concludente cu aplicabilitate în industrie, s-au efectuat [5] (în laboratorul de maşini unelte şi scule din Institutul politehnic-Bucureşti) o serie de cercetări experimentale, ţinîndu-se seama de influenţa complexă a parametrilor regimului de aşchiere şi de durabilitatea sculei, avîndu-se astfel în vedere şi aspectul economic.

În legătură cu metodica cercetărilor experimentale se vor arăta numai unele aspecte mai importante.

La alegerea materialelor şi formei sculelor s-au căutat acelea cu o largă utilizare în uzinele noastre cît şi acelea fabricate în ţară cum este cazul cuţitelor din oţel rapid RW 180 STAS 3611–61; plăcuţele din aliaje dure folosite au fost: T15 K6 şi S1 pentru prelucrarea oţelului şi BK8 pentru prelucrarea fontei. S-au folosit cuţite cu un singur tăiş (aşchiere liberă) şi cu două ţăişuri. Utilizarea cuţitelor cu un singur tăiş a permis excluderea formării asperităţilor datorită avansului longitudinal şi razei la vîrf a cuţitului, reuşindu-se astfel să se reproducă în întregime condiţiile de lucru de la strunjirea profilată şi de la broşare.

Stabilirea parametrilor geometrici optimi ai cuţitelor din oţel rapid s-a făcut pe baza unei metodici noi elaborată de autor. Metoda constă în următoarele: pornind de la premisa că în cazul cuţitelor din oţel rapid se produce o „uzură termică'', respectiv la o anumită temperatură se produce distrugerea instantanee a tăişului, se lucrează cu regimuri de aşchiere care permit distrugerea totală (instantanee) a tăişului într-un timp relativ scurt. Timpul la care se atinge uzura catastrofală a tăişului va fi diferit pentru diferite valori ale parametrilor geometrici. Acest fapt permite trasarea directă a dependenţei dintre parametrul geometric căutat şi durata de lucru şi prin urmare stabilirea valorii optime a unghiului respectiv. Metoda arătată prezintă avantajele că scurtează de circa zece ori timpul de experimentare, micşorează de peste zece ori cantitatea de metal prelucrat şi altele. În tabela 1 se dau valorile parametrilor geometrici optimi. Valorile unghiurilor la aşchierea cu cuţite din oţel rapid a oţelului OLT 45 au fost stabilite de autor, iar celelalte valori au fost stabilite cu ajutoul literaturii de specialitate [2].

Tabela 1

Materialul de prelucrat	Materialul sculei	α grade	α_1 grade	γ grade	λ grade	$\varkappa$ grade	$\varkappa_1$ grade
Oţel OLT 45	RW–180	10	15	15	5	45	10
	T15K6	10	10	5	5	45	5
Oţel OLT 65	RW–180	8	10	5	5	45	10
	T15K6	11	15	0	0	45	10
Fontă	RW–180	8	12	0	5	45	5
HB 150	BK8	6	10	0	0	45	10

Au fost studiate experimental două calităţi de oţel (OLT 45 şi OLT 65 STAS 2881-49) şi o calitate de fontă cu HB = 150.

Forma şi dimensiunile pieselor supuse prelucrării au fost astfel alese încît pe de o parte să se înlăture influenţa vibraţiilor şi pe de altă parte să se micşoreze la maximum consumul de material şi de timp. Astfel, barele de material au avut forma şi dimensiunile celor arătate în figura 1.

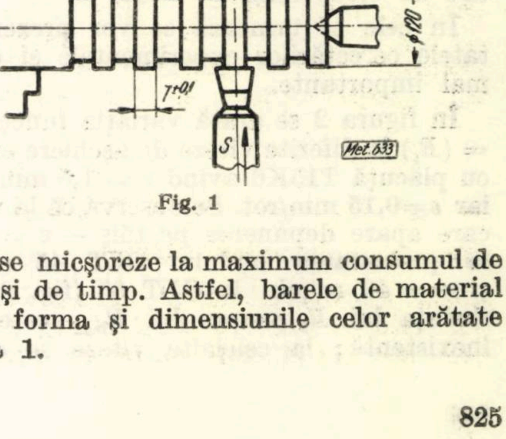


Fig. 1

Cercetările experimentale s-au făcut pentru regimurile de finisare şi semifinisare. Valorile parametrilor regimului de aşchiere [5] utilizate mai des au fost: $t = 0{,}5$ mm, $s = 0{,}15$ mm/rot şi $v = 110$ m/min la aşchierea neliberă, şi $t = 7$ mm, $s = 0{,}05$ şi $s = 0{,}1$ mm/rot şi $v = 30$ m/min la aşchierea liberă. Aceste valori au fost impuse şi de necesitatea înlăturării vibraţiilor puternice care în cursul încercărilor experimentale s-au manifestat la aşchierea liberă cu $t > 7$ mm şi $s > 0{,}1$ mm/rot.

Valoarea înălţimii maxime a asperităţilor s-a determinat adoptîndu-se ca criteriu de rugozitate „înălţimea maximă" a neregularităţilor (R_{max}); aceasta deoarece aparatele utilizate pentru măsurări (microscopul Linnik-Schmaltz şi microinterferometrul Linnik permit măsurarea în bune condiţii numai a valorii R_{max}. Pentru fiecare valoare a lui R_{max} s-au efectuat cîte zece măsurări, făcîndu-se apoi media acestora.

În cursul cercetărilor s-au examinat formarea depunerii pe tăiş, mărimea şi rezistenţa la coeziune pe suprafaţa de degajare a sculei.

Modul de determinare a microgeometriei tăişului sculei (R_t şi ρ) este arătat în articolul autorului publicat în Metalurgia şi construcţia de maşini nr. 6/1961. Ţinîndu-se seama de valorile parametrilor regimului de aşchiere cu care s-a lucrat, s-a adoptat drept criteriu de uzură mărimea faţetei de uzură de pe faţa de aşezare a cuţitului.

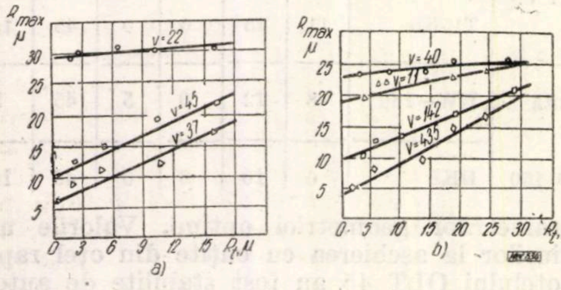


Fig. 2 *a*, *b*.

Măsurarea uzurii de pe faţa de aşezare s-a făcut cu ajutorul unui microscop prevăzut cu un ocular micrometric, cu o precizie de citire de 0,005 mm.

În cele ce urmează se vor prezenta rezultatele cercetărilor experimentale şi concluziile mai importante.

În figura 2 se arată variaţia funcţiei $R_{max} = (R_t)$ la diferite viteze de aşchiere cu un cuţit cu plăcuţă T15K6 avînd $r = 1{,}5$ mm, $\varkappa = 45°$ iar $s = 0{,}15$ mm/rot. Se observă că la vitezele la care apare depunerea pe tăiş — $v = 22$ m/min la prelucrarea oţelului OLT 45 (fig. 2, *a*) şi $v = 40$ m/min la OLT 65 (fig. 2, *b*) — influenţa lui R_t asupra lui R_{max} este aproape inexistentă; la celelalte viteze se observă o creştere sensibilă a depunerii, dependenţa respectivă fiind aproximativ liniară. În figura 3 se arată aceeaşi dependenţă la prelucrarea fontei.

Experienţe asemănătoare s-au făcut cu avansuri diferite. Rezultatele sînt arătate în figura 4 pentru OLT 65 şi în figura 5 pentru OLT 45.

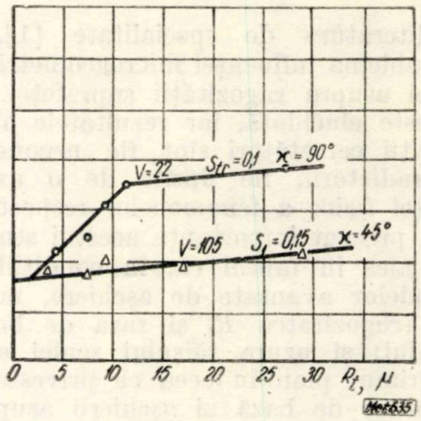


Fig. 3

Pentru a stabili legătura ce există între rugozitatea R_t, uzura pe faţa de aşezare h_α şi durabilitatea T a cuţitului, s-a efectuat o serie de probe de durabilitate la diferite valori ale parametrului R_t. După prelucrarea rezultatelor s-a obţinut curba din figura 6 (cuţit din Rw 180, $t = 0{,}5$ mm, $s = 0{,}15$ mm/rot şi $v = 107$ m/min). Pentru confirmarea acestor rezultate în timpul aşchierii cu un cuţit T15K6 ($t = 0{,}3$ mm, $s = 0{,}15$ mm/rot şi $v = 180$ m/min), s-au măsurat simultan uzura h_α şi rugozitatea R_t.

Pe baza rezultatelor obţinute, în figura 7 s-au trasat curbele respective la care se remarcă mai întîi o alură asemănătoare şi apoi faptul că, pe măsura creşterii duratei de lucru T — respectiv pe măsura măririi uzurii tăişului — valoarea rugozităţii R_t creşte. Se des-

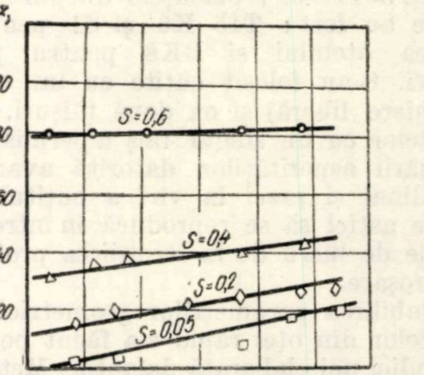


Fig. 4

prinde deci concluzia—verificată experimental — că şi rugozitatea piesei prelucrate R_{max} se va mări pe măsura creşterii timpului de lucru, respectiv cu mărirea lui R_t. Prin urmare rugozitatea tăişului este un parametru care, în raport cu ceilalţi factori ai aşchierii, variază oarecum similar cu uzura tăişului.

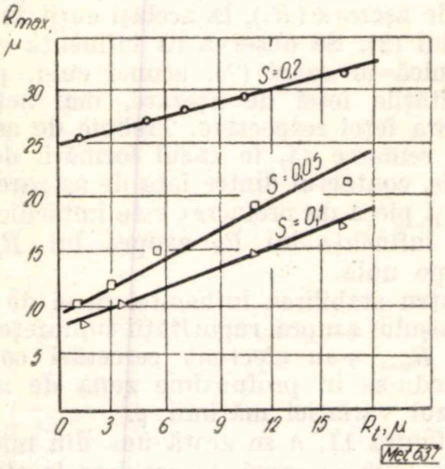


Fig. 5

În ceea ce priveşte influenţa rugozităţii feţei de degajare R_γ asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate s-au făcut cercetări atît în privinţa influenţei valorii maxime a asperităţilor de pe faţa de degajare cît şi în privinţa influenţei direcţiei acestor neregularităţi asupra rugozităţii.

În figura 8 se arată variaţia lui $R_{max} = f(R_\gamma)$ la prelucrarea oţelului OLT 65 şi a fontei.

Influenţa orientării diferite a asperităţilor de pe faţa de degajare a fost stabilită prin măsurarea simultană a apăsărilor de aşchiere P_z, P_x şi P_y. Măsurările făcute cu un dinamometru hidro-pneumatic pentru trei componente au arătat că, în aceleaşi condiţii de aşchiere, la lucrul cu cuţite cu orientări diferite ale asperităţilor de pe faţa de degajare se obţin diferenţe pînă la 27% din valoarea apăsărilor de aşchiere.

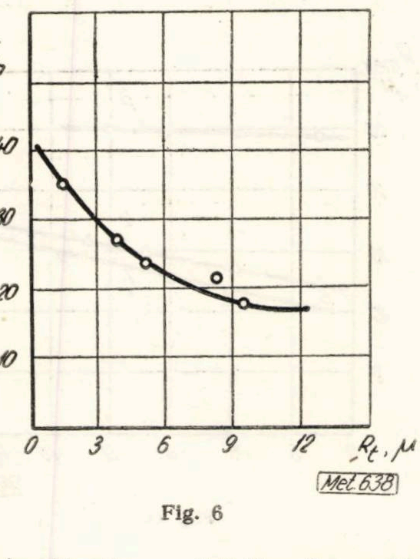


Fig. 6

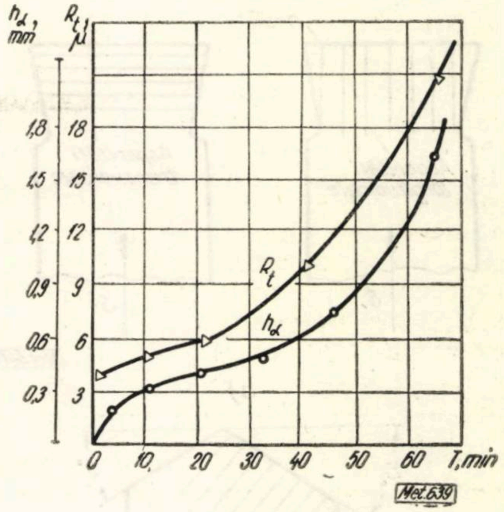


Fig. 7

Ca urmare a măririi asperităţilor şi a unei anumite orientări a acelora de pe faţa de degajare, acţiunea de frînare a aşchiei se va intensifica în aşa măsură încît coeficientul de frecare dintre aşchie şi faţa de degajare a sculei va atinge valoarea la care viteza de deplasare a straturilor inferioare ale aşchiei devine aproape sau chiar nulă, fapt ce va conduce la acumularea de particule metalice, respectiv la formarea tăişului de depunere şi deci la înrăutăţirea rugozităţii suprafeţei piesei prelucrate.

Pentru explicarea influenţei orientării asperităţilor asupra deformaţiilor plastice, asupra coeficientului de frecare dintre aşchie şi faţa de degajare, asupra apăsărilor de aşchiere şi deci asupra rugozităţii piesei prelucrate, trebuie arătat că, dacă asperităţile sînt astfel orientate încît aşchiile alunecă în lungul lor

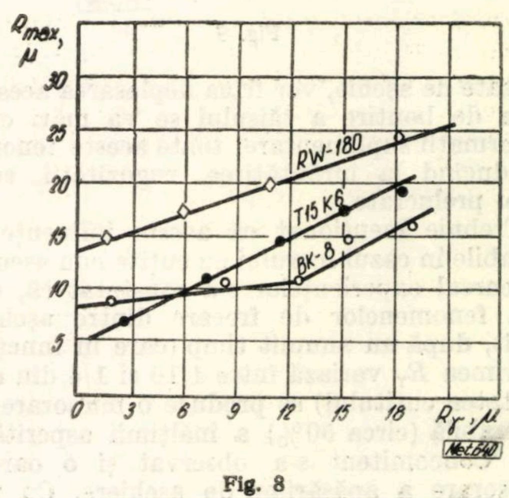


Fig. 8

(asperităţi longitudinale, figura 9), ele vor frîna într-o mică măsură aşchiile şi deci şi influenţa va fi mică. La orice altă orientare, mai ales la cea transversală, asperităţile vor fi continuu presate de aşchie, vor frîna deplasarea acestora, raza de bontire a tăişului se va mări creînd deformaţii suplimentare, toate aceste fenomene conducînd la înrăutăţirea rugozităţii suprafeţei prelucrate.

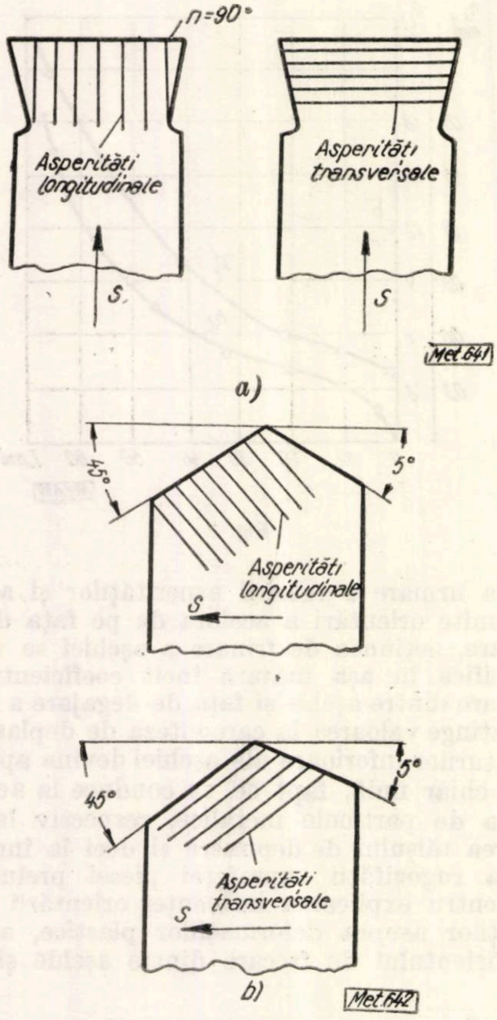


Fig. 9

Trebuie menţionat că aceste influenţe sînt valabile în cazul lucrului cu cuţite nou ascuţite; în cursul experienţelor s-a constatat că, datorită fenomenelor de frecare dintre aşchie şi cuţit, după un anumit timp (care în funcţie de mărimea R_{γ} variază între 1/10 şi 1/4 din durabilitatea cuţitului) se produce o micşorare considerabilă (circa 50%) a înălţimii asperităţilor R_{γ}. Concomitent s-a observat şi o oarecare micşorare a apăsărilor de aşchiere. Cu toate acestea rugozitatea suprafeţei piesei nu se îmbunătăţeşte deoarece în acelaşi timp rugozitatea tăişului R_t se măreşte. Deoarece rugozitatea tăişului este caracteristica principală a microgeometriei sculei [1, 5], efectul influenţei acestui parametru va fi mai puternic, astfel că rugozitatea piesei se va înrăutăţi o dată cu mărirea lui R_t.

În figura 10 se arată dependenţa $R_{max} = f(R_{\alpha})$ în cazul cuţitelor nou ascuţite (1) şi în cazul variaţiei înălţimii asperităţilor de pe faţa de aşezare (R_{α}), la acelaşi cuţit în timpul lucrului (2). Se observă că influenţa este mai puternică în cazul (2), atunci cînd, pe lîngă asperităţile feţei de aşezare, mai acţionează şi uzura feţei respective. Trebuie de asemenea să se remarce că, în cazul formării depunerii pe tăiş, contactul dintre faţa de aşezare a cuţitului şi piesa de prelucrat este împiedicat şi ca atare influenţa lui R_{α} asupra lui R_{max} este aproape nulă.

Pentru stabilirea influenţei razei de bontire ρ a tăişului asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate R_{max} s-au efectuat cercetări complexe, studiindu-se în profunzime zona de aşchiere, în cazul variaţiei mărimii ρ.

În figura 11, *a* se arată una din microfotografiile (100×) zonei de aşchiere la strunjirea liberă a oţelului OLT 45, cu un cuţit cu plăcuţă Sl. Regimul de lucru utilizat a fost $v=30$ m/min, $s_{tr} = 0{,}15$ mm/rot, fără răcire.

Probele respective au fost realizate cu un dispozitiv cu „cuţit căzător" (figura 12), iar microduritatea în zona de aşchiere (figura 11, *b*) a fost măsurată cu un microdurimetru PMT-3. Pentru fiecare probă în parte s-a măsurat unghiul de alunecare β_2 şi s-a stabilit coeficientul de contracţie *k*.

Din analiza celor patru microfotografii ale probelor obţinute cu cuţitul avînd diferite raze de bontire s-a constatat că prin mărirea valorii lui ρ, se intensifică deformaţiile plastice şi respectiv ecruisarea materialului din zona de aşchiere, fapt reflectat de modificarea valorilor unghiului de alunecare, a microdurităţii aşchiei şi a straturilor superficiale ale piesei prelucrate. Astfel s-a observat că, de la $\beta_2 = 32°$ pentru $\rho = 10\mu$, valoarea lui β_2 se micşorează prin

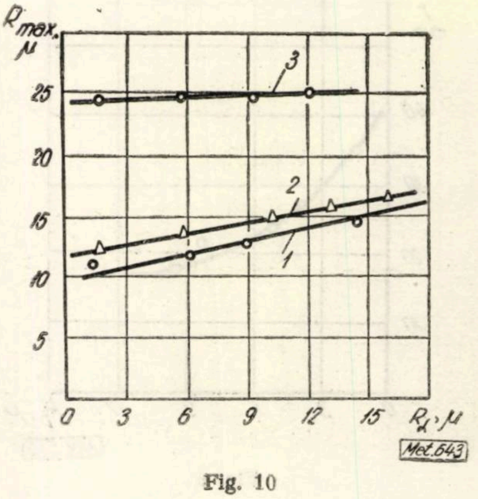
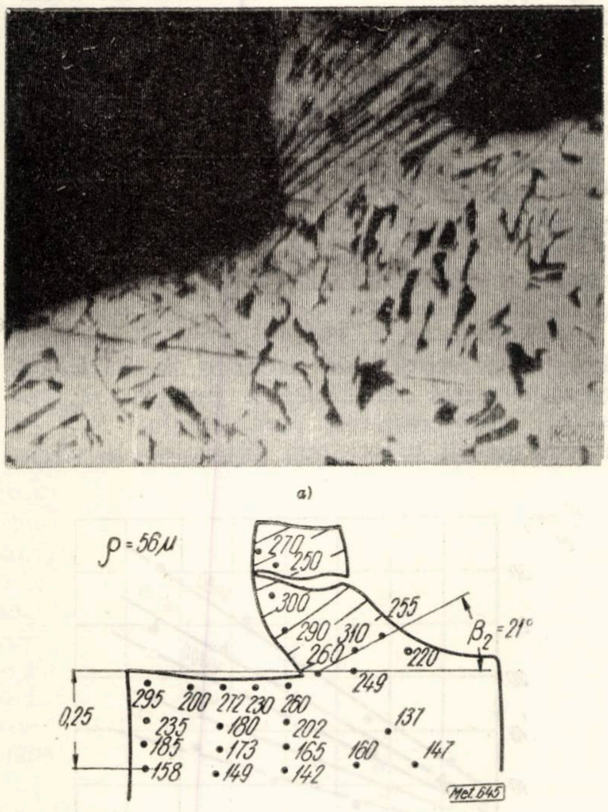


Fig. 10

mărirea razei de bontire astfel că, la $\rho = 56\mu$, $\beta_2 = 21°$.

Măsurarea microdurității diferitelor straturi metalice (fig. 11, *b*) arată că atît neuniformitatea deformațiilor plastice în lungul piesei cît și adîncimea ecruisării *h* se măresc o dată cu creșterea razei de bontire a sculei (figurile 13 și 14).



a)

b)

Fig. 11

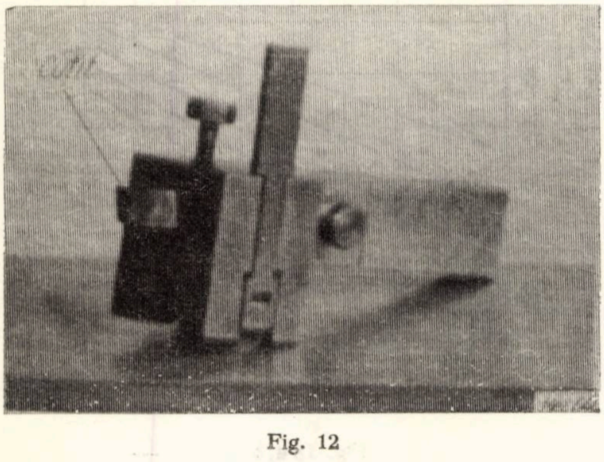


Fig. 12

Măsurarea rugozității suprafeței prelucrate a piesei R_{max} la diferite valori ale razei de bontire arată că dependența respectivă ($R_{max} = f(\rho)$) este similară (fig. 15) cu dependența $h = f_2(\rho)$.

Acest fapt conduce la concluzia că între intensitatea deformațiilor plastice din zona de așchiere și înălțimea asperităților suprafeței prelucrate există o strînsă legătură.

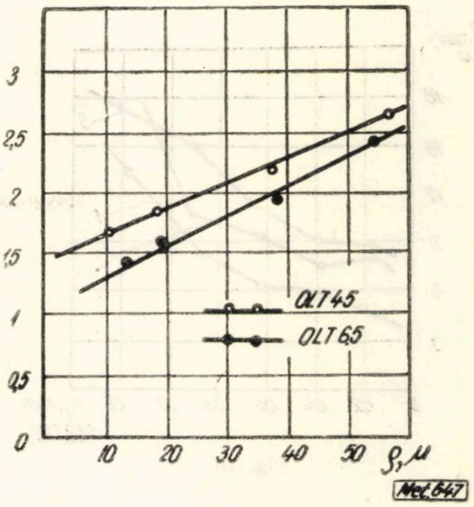


Fig. 13

Influența uzurii tăișului h_α al cuțitelor din oțel rapid asupra lui R_{max} în cazul prelucrării oțelurilor OLT 45 (1), OLT 65 (2) și a fontei (3) este arătată în figura 16.

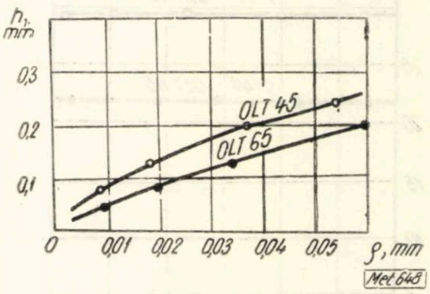


Fig. 14

Mărirea intensă a lui R_{max} după o anumită valoare a uzurii ($h_\alpha = 0{,}6 - 0{,}8$ mm) se explică

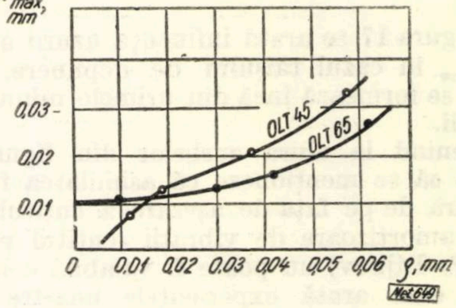


Fig. 15

prin aceea că, la aceste valori ale lui h_α, unghiul de așezare al fațetei de uzură devine nul sau chiar negativ, ceea ce are ca urmare modificarea stării de tensiune complexă din zona de așchiere, respectiv mărirea deformaţiilor plastice şi a temperaturii, astfel încît coeficientul de frecare atinge valoarea critică, ceea ce conduce uneori la formarea tăişului de depunere; de altfel

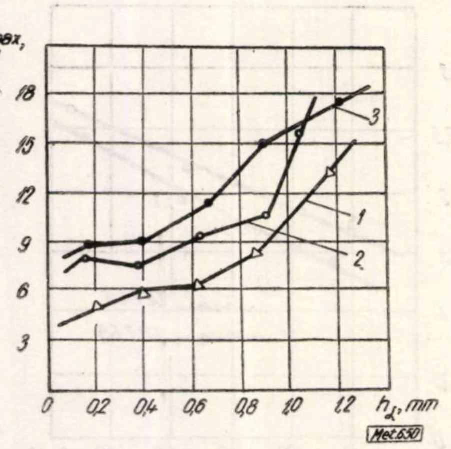


Fig. 16

se remarcă în majoritatea experienţelor făcute, că s-a produs (de obicei către sfîrşitul perioadei de uzură) formarea tăişului de depunere.

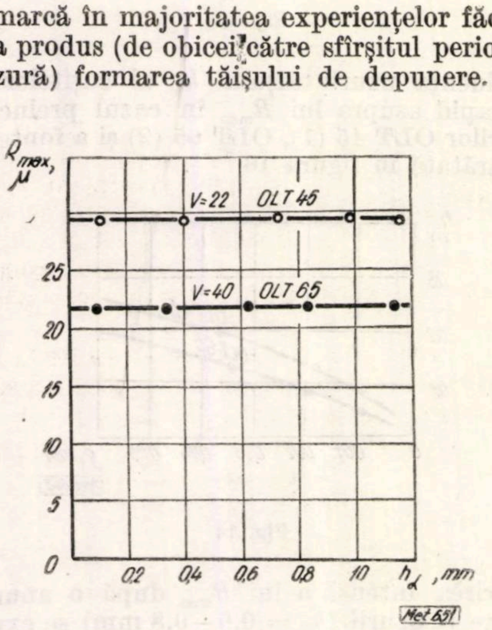


Fig. 17

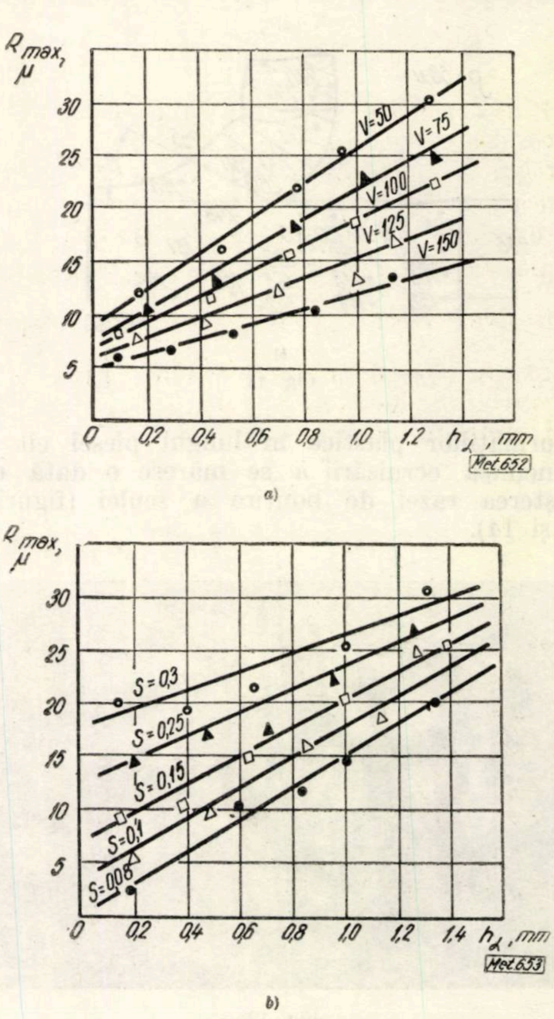
În figura 17 se arată influenţa uzurii asupra lui R_{max} în cazul tăişului de depunere, cînd acesta se formează încă din primele minute ale aşchierii.

Revenind la alura curbelor din figura 16 trebuie să se menţioneze că asimilarea faţetei de uzură de pe faţa de aşezare a cuţitului cu faţeta amortizoare de vibraţii (cuţitul propus de I. P. Rîjkov) nu poate fi valabilă deoarece — aşa cum arată experienţele noastre şi o serie de autori — folosirea cuţitelor cu faţetă amortizoare de vibraţii implică respectarea anumitor condiţii legate de mărimea şi unghiul faţetei, condiţii care numai în mod întîmplător şi foarte rar se pot crea în cursul uzării cuţitului în timpul aşchierii.

În scopul stabilirii corelaţiei funcţiei $R_{max} = f(h_\alpha)$ cu parametrii regimului de aşchiere şi pentru confirmarea celor arătate, s-au făcut o serie de experienţe pentru stabilirea relaţiei $R_{max} = f(h_\alpha)$, în cazul a cinci valori ale avansului şi vitezei de aşchiere, la care nu s-a format tăişul de depunere. Rezultatele experienţelor sînt arătate în figurile 18, *a* şi *b* pentru cuţite din oţel rapid şi în figurile 19, *a* şi *b* în cazul celor armate cu plăcuţe din aliaje dure.

Pentru a avea o imagine mai bine conturată a variaţiei funcţiei $R_{max} = f(h_\alpha)$ cu viteza de aşchiere şi avansul, s-au construit diagramele spaţiale ale acestor variaţii care (pentru cuţite armate cu plăcuţe din aliaje dure) sînt arătate în figura 20, *a*, *b*.

Din figurile 18, *a*, 19, *a* şi 20, *a* se constată că la orice viteză de aşchiere se păstrează acelaşi caracter de variaţie a funcţiei $R_{max} = (h_\alpha)$, însă creşterea parametrului R_{max} cu mărirea uzurii h_α este mai puternică la viteze de aşchiere mici. De asemenea din figurile 18, *b*, 19, *b* şi 20, *b*, se constată că caracterul de variaţie a funcţiei $R_{max} = f(h_\alpha)$ se păstrează pentru toate avansurile folosite. Totodată se



a)

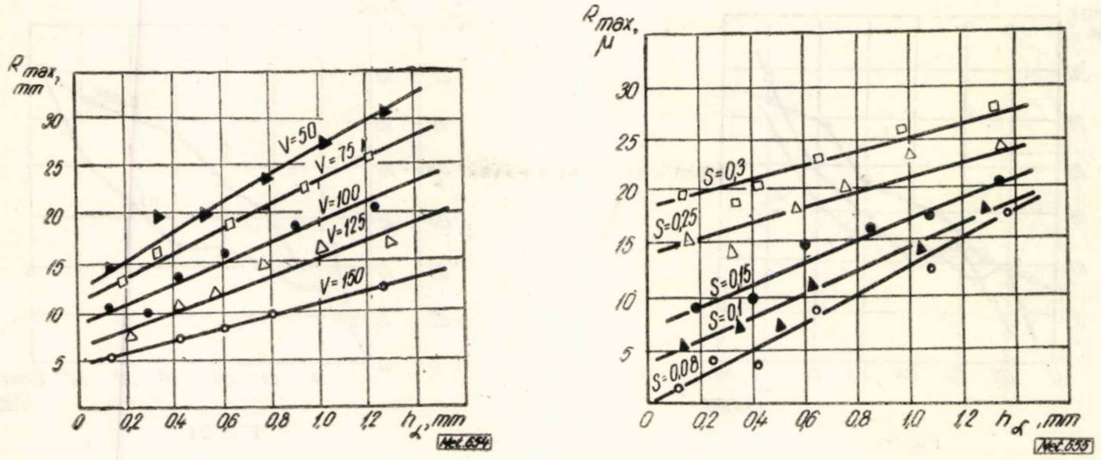
b)

Fig. 18 a, b

constată că influenţa uzurii (h_α) asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate se manifestă mai puternic în domeniul avansurilor mici.

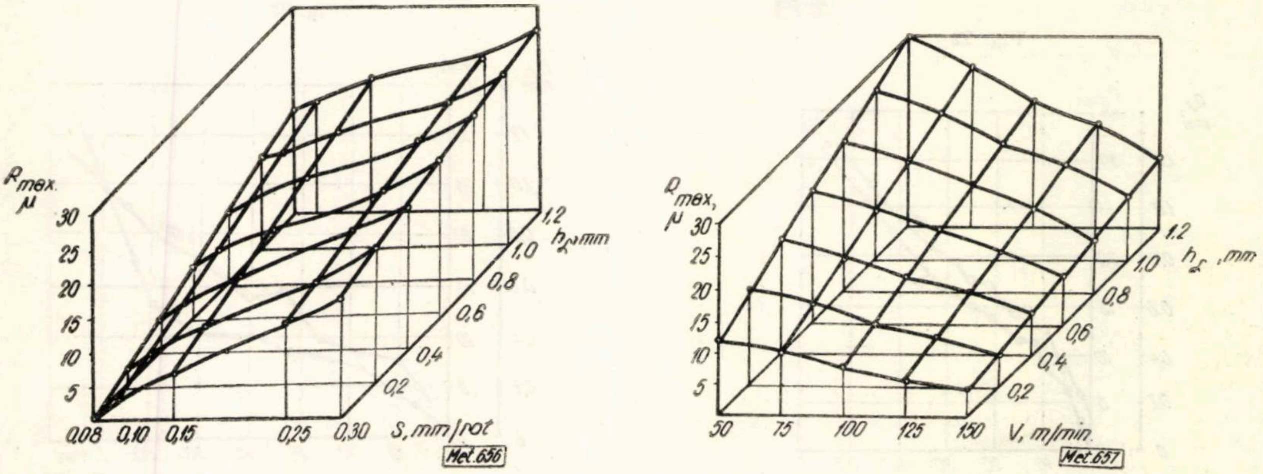
În figura 21 se arată funcţia $R_{max} = f(h_\alpha)$ în cazul prelucrării oţelurilor OLT 45 (1) şi OLT 65 (2) cu plăcuţe T15K6 şi prelucrarea fontei (3) cu plăcuţe marca BK8.

Regimul de lucru la prelucrarea oţelurilor a fost: $v = 110$ m/min, $s = 0,15$ mm/rot, $t = 0,5$ mm, iar la prelucrarea fontei $v = 97$ m/min, $s = 0,15$ mm/rot şi $t = 0,5$ mm. Cuţitele respective aveau $R_{\alpha,\gamma} = \frac{R_\alpha + R_\gamma}{2} = 0,9$ μ, iar la microscop (50×) nu erau vizibile microfisuri sau ştirbituri ale tăişului; uzura s-a produs în mod uniform.



a) b)

Fig. 19 a, b



a) b)

Fig. 20 a, b

În cazul în care uzura cuţitului (figura 22) nu s-a produs uniform (ca urmare a unor microfisuri sau ştirbituri iniţiale ale tăişului) funcţia $R_{max} = f(h_\alpha)$ are o variaţie neregulată. În cazul arătat în figura 22 cuţitele aveau la microscop valoarea $R_{\alpha,\gamma} = 6,2$ μ; erau vizibile atît microfisurile cît şi ştirbituri ale tăişului.

Pentru stabilirea corelaţiei între caracteristica uzurii $h_\alpha = f(T)$ şi relaţia $R_{max} = f(T)$ în care T este durata de lucru a cuţitului, s-au făcut experienţe speciale în cadrul cărora, la anumite intervale de timp, s-au măsurat atît uzura feţei de aşezare h_α cît şi rugozitatea suprafeţei prelucrate. Rezultatele experimentale sînt arătate în figura 23 pentru cazul aşchierii oţelului OLT 45 cu cuţite din oţel rapid ($R_{\alpha,\gamma} = 6,5$ μ) şi în figura 24 pentru cazul aşchierii aceluiaşi oţel cu cuţite armate cu plăcuţe T15K6 ($R_{\alpha,\gamma} = 1,8$ μ).

Din figurile 23 şi 24 se observă că de la $h_\alpha \approx 0,65$ mm nu se produce o creştere bruscă a parametrilor h_α şi R_{max}.

Pentru explicarea acestui fapt s-a studiat tăişul cuţitelor, observîndu-se că în momentul ce precede atingerea valorii uzurii menţionate se produc exfolieri sau chiar rupturi (ştirbiri) ale tăişului ceea ce conduce rapid la uzură catastrofală şi la înrăutăţirea bruscă a rugozităţii suprafeţei prelucrate. Rezultă deci că pentru a putea influenţa în mod raţional valoarea rugozităţii (în cursul întregii perioade de durabilitate a cuţitului) este necesară îmbunătăţirea caracteristicii uzurii, în special în perioada iniţială a lucrului.

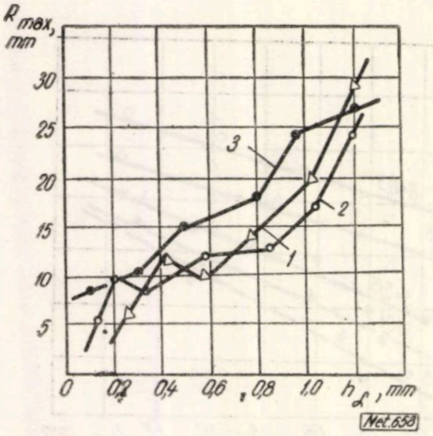


Fig. 21

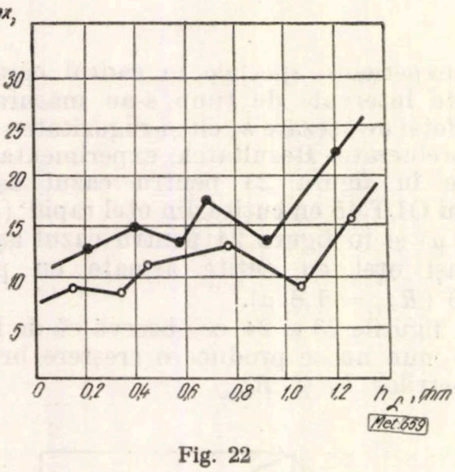


Fig. 22

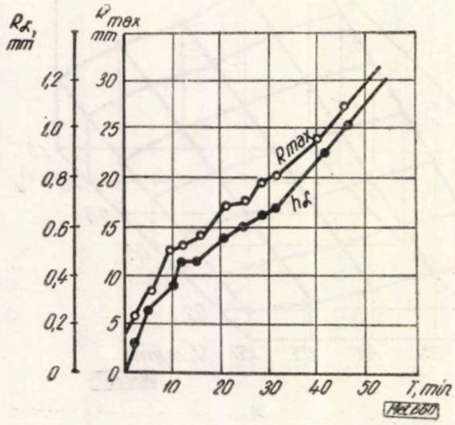


Fig. 23

Această concluzie a fost confirmată de experienţele făcute în cazul modificării rugozităţii părţii active a sculei (R_α şi R_γ), parametri care pînă în prezent au fost studiaţi foarte puţin în această direcţie.

În figura 25 sînt reprezentate relaţiile $h_\alpha = f(T)$ şi $R_{max} = f(T)$ la prelucrarea cu cuţite din oţel rapid ($R_{\alpha,\gamma} = 1,1$ μ), iar în figura 26 sînt reprezentate aceleaşi relaţii la prelucrarea cu cuţite T15K6 ($R_{\alpha,\gamma} = 1,2$ μ).

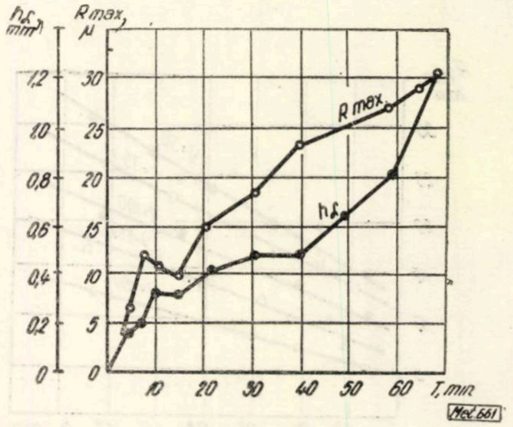


Fig. 24

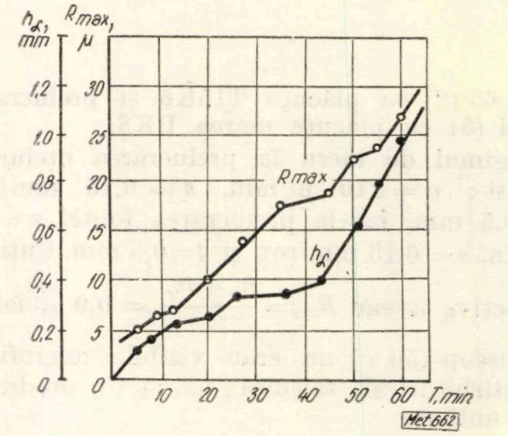


Fig. 25

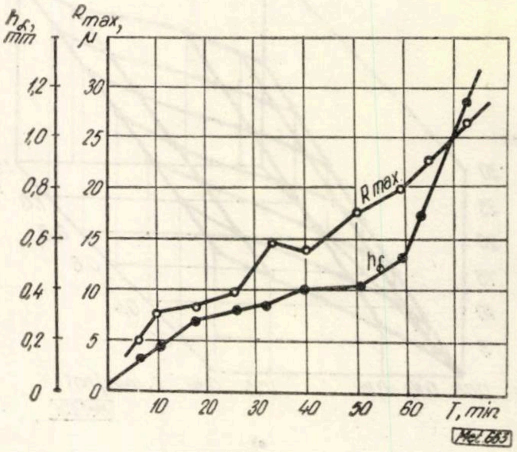


Fig. 26

Se observă că prin îmbunătăţirea rugozităţii sculei (micşorarea lui $R_{\alpha,\gamma}$) în figurile 25 şi 26 atît caracteristica uzurii cît şi funcţia R_{max} =

$= f(h_\alpha)$ au suferit o îmbunătăţire (mai ales în perioada iniţială a lucrului) faţă de aceleaşi dependenţe din figurile 24 şi 25 la care rugozitatea $R_{\alpha.\gamma}$ a cuţitelor a fost mai mare.

CONCLUZII

În baza celor arătate şi a celorlalte cercetări făcute [5] se pot trage următoarele concluzii mai importante.

1) În condiţiile de aşchiere la care nu se formează depunerea pe tăiş, microgeometria tăişului sculei exercită o puternică influenţă asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate şi anume : mărirea lui R_t şi ρ duce la înrăutăţirea rugozităţii R_{max} a suprafeţelor prelucrate. Această influenţă se manifestă mai intens în domeniul avansurilor mici şi al vitezelor de aşchiere mari (fig. 19 şi 20).

2) În cazul formării tăişului de depunere, influenţa microgeometriei sculei asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate este neînsemnată sau inexistentă (fig. 2, 4, 5 şi 10). Aceasta se explică prin aceea că, acoperind tăişul, depunerea împiedică contactul acestuia cu piesa care se prelucrează.

3) La valori minime ale rugozităţii feţelor active R_α şi R_γ şi atunci cînd neregularităţile de pe faţa de degajare sînt paralele cu direcţia degajării aşchiilor, frecările, forţele de aşchiere şi procesul de formare a tăişului de depunere îşi micşorează intensitatea. Ca urmare, procesul de uzură a sculei şi rugozitatea suprafeţei piesei prelucrate se vor îmbunătăţi.

4) La prelucrarea cu regimuri de finisare şi semifinisare, de la o anumită valoare a uzurii sculei ($h_\alpha > 0{,}6-0{,}8$ mm) se produce înrăutăţirea intensă a rugozităţii suprafeţei prelucrate (fig. 16 şi 21). Această influenţă este evidentă şi bine determinată în cazul cuţitelor din oţel rapid şi cu plăcuţe din aliaje dure, numai cînd iniţial acestea nu au fost bine ascuţite şi netezite ; dacă, după ascuţire, cuţitele prezintă asperităţi mari ($R_{\alpha.\gamma} > 5\ \mu$) sau ştirbituri ale tăişului, influenţa devine nedeterminată (fig. 22), cuţitul uzîndu-se neuniform.

5) Atît la prelucrarea cu scule din oţel rapid cît şi la aceea cu scule cu plăcuţe din aliaje dure a rezultat că influenţa uzurii tăişului asupra rugozităţii suprafeţei este mai puternică în domeniul vitezelor de aşchiere mici (fig. 18, *a*, 19, *a* şi 20, *a*). Deci, cu cît viteza de aşchiere va avea valori mai mari, cu atît criteriul de uzură ($h_{\alpha\, max}$) va putea căpăta valori mai mari pentru o aceeaşi rugozitate prescrisă a suprafeţei prelucrate. Pentru practica industrială această concluzie prezintă o importanţă deosebită în ceea ce priveşte stabilirea criteriului de uzură a sculelor.

6) Influenţa uzurii asupra rugozităţii suprafeţei piesei se manifestă indiferent de natura materialului sculei, mai puternic în domeniul avansurilor mici (fig. 18, *b*, 19, *b* şi 20, *b*).

7) Pentru îmbunătăţirea rugozităţii suprafeţei piesei (în cursul perioadei de durabilitate a cuţitului) este necesară îmbunătăţirea caracteristicii uzurii, în special în perioada iniţială (de uzură intensă), fapt care în experienţele noastre a fost realizat (fig. 25 şi 26) printr-o ascuţire şi netezire îngrijită a sculei ($R_{\alpha.\gamma} \approx 1\mu$) respectiv prin îmbunătăţirea microgeometriei sculei.

Prin urmare între microgeometria sculei, uzura tăişului şi rugozitatea suprafeţei piesei există o strînsă legătură.

Îmbunătăţirea microgeometriei sculei influenţează favorabil atît procesul de uzură a sculei cît şi rugozitatea suprafeţei prelucrate. Pentru practică, această concluzie prezintă o importanţă excepţională (mai ales pentru sculele de finisare), deoarece se indică o cale sigură şi raţională de mărire a productivităţii lucrului cu scule aşchietoare, a durabilităţii sculei — respectiv de micşorare a consumurilor specifice de scule — şi de îmbunătăţire a rugozităţii suprafeţei prelucrate.

Bibliografie

[1] Diacenko P. E. şi Iacobson, M. O. *Calitatea suprafeţelor la prelucrarea metalelor prin aşchiere.* Editura Tehnică 1954.

[2] Popov M., Mitrică, I., Deciu E. *Studii şi cercetări de mecanică aplicată* nr. 2 şi 3 — 1957, nr. 4 — 1958 şi nr. 1 şi 2 — 1959.

[3] Isaiev A. I. *Proţes obrezovania povergnostnovo sloia pri obrobotche metalov rezaniem* 1950.

[4] Slesinger G. *L'usinage des métaux et la durée des outils* 1948.

[5] Enache S.: *Cercetări teoretico-experimentale privind influenţa microgeometriei şi uzurii tăişului sculei asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate* (lucrare de dizertaţie 1960) Institutul politehnic — Bucureşti.

Pentru tînărul inginer

CZ 629.114.2.073

Stabilitatea longitudinală a tractoarelor pe roţi

Ing. NICOLAIE CARAMAVRU
Facultatea de mecanizare a agriculturii — Craiova

Pentru a reduce consumul specific de materiale, deci preţul de cost al unui tractor, este necesar să se micşoreze greutatea specifică a tractorului, adică greutatea repartizată pe cal putere.

În exploatare, micşorarea greutăţii ridică productivitatea agregatelor (tractor—maşină agricolă) prin micşorarea consumului de putere pentru autodeplasare. În acelaşi timp, însă, micşorarea greutăţii specifice a tractorului poate duce la pierderea stabilităţii longitudinale. Astfel, în caz de blocare a roţilor motoare ale tractorului este posibilă răsturnarea longitudinală a tractorului nu numai în rampă dar chiar şi în teren orizontal. În acest caz posibilitatea de răsturnare longitudinală a tractorului poate fi apreciată cu ajutorul coeficientului de stabilitate [2]:

$$k = \frac{g_2\, a\, V_1}{270\, \eta_m\, r_2} \tag{1}$$

în care: g_2 este greutatea specifică a tractorului, kg/CP; a — coordonata orizontală a centrului de greutate, cm; V_1 — viteza întîi, km/h; η_m — randamentul mecanic al transmisiei; r_2 — raza roţii motoare a tractorului, cm.

Dacă coeficientul de stabilitate este $k > 1$, răsturnarea longitudinală a tractorului nu poate avea loc în teren orizontal; dacă $k < 1$, răsturnarea este posibilă.

Din această formulă se vede că, micşorînd mult greutatea specifică g_2 a tractorului, k poate ajunge mai mic decît 1 şi apare deci pericolul pierderii stabilităţii longitudinale.

În cele ce urmează se prezintă metodele de determinare a stabilităţii longitudinale a tractoarelor pe roţi, în general, determinînd totodată indicii stabilităţii longitudinale a tractorului UTOS—27.

Coordonatele centrului de greutate a = 750 mm şi b=920 mm au fost determinate de autor prin două metode: metoda cîntăririi şi metoda suspendării; rezultatele obţinute prin cele două metode au fost identice.

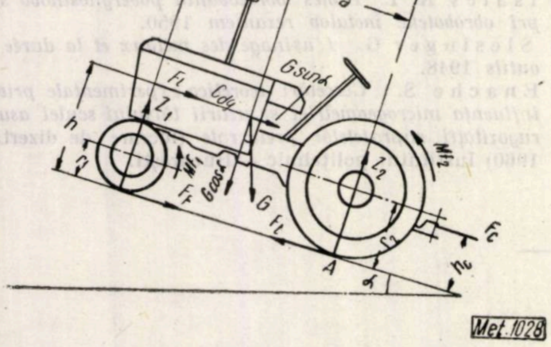


Fig. 1

Stabilitatea tractorului este asigurată atunci cînd reacţia asupra roţilor de direcţie este mai mare decît zero, $Z_1 > 0$.

Se consideră că tractorul (fără să fie în agregat cu o maşină agricolă) urcă în pantă (fig. 1). În acest caz, asupra lui acţionează componenta greutăţii G. sin α, paralelă cu panta şi momentele rezistente la rostogolire ale roţilor din faţă şi din spate M_{f_1} şi M_{f_2}.

Momentul de frînare M_f la roţi, creat de frîne, şi care nu permite tractorului să se deplaseze pe plan înclinat este:

$$M_F = G r_2 \sin\alpha - M_{f_1} \cdot \frac{r_2}{r_1} - M_{f_2}. \tag{2}$$

Din egalitatea momentelor faţă de axa motoare rezultă reacţia Z_1:

$$Z_1 = \frac{G\, a \cos\alpha - G\, h \sin\alpha + M_{f_1} + M_{f_2}}{L}. \tag{3}$$

Dacă se neglijează M_{f_1} şi M_{f_2} şi se ţine seama că în momentul răsturnării $Z_1 = 0$, condiţia limită de stabilitate se determină prin unghiul de pantă limită α_{lim}:

$$G\,(a \cos\alpha_{\text{lim}_1} - h \sin\alpha_{\text{lim}_1}) = 0;$$

$$\text{tg}\alpha_{\text{lim}_1} = \frac{a}{h}. \tag{4}$$

Pe o pantă avînd un unghi mai mare decît α_{lim_1} tractorul se va răsturna longitudinal sub acţiunea momentului dat de greutatea tractorului faţă de axa care trece prin punctul de contact al roţii motoare cu solul.

Pentru tractorul UTOS — 27: $\left(\text{tg}\alpha_{\text{lim}_1} = \frac{a}{h} = \frac{750}{920} = 0{,}8152;\ \alpha_{\text{lim}_1} = 39°11'\right.$.

În cazul în care tractorul coboară o pantă, momentul de frînare M_F ce-l reţine pe pantă va fi:

$$M_F = -\,G r_2 \sin\alpha + M_{f_1} \frac{r_2}{r_1} + M_{f_2}. \tag{5}$$

La fel, considerînd momentele faţă de axa roţilor din faţă, neglijînd pe M_{f_1}, M_{f_2} şi egalînd pe Z_2 cu zero, se determină unghiul limită al pantei pe care tractorul poate să stea frînat în poziţie de coborîre fără să se răstoarne

$$\text{tg}\alpha_{\text{lim}_2} = \frac{L - a}{h}. \tag{6}$$

Pentru tractorul UTOS — 27: $\text{tg}\alpha_{\text{lim}_2} = \frac{L - a}{h} = 1{,}8425$; $\alpha_{\text{lim}_2} = 61°29'$.

Ambele unghiuri limită determinate se referă la stabilitatea statică a tractorului; în practică însă este important să se cunoască unghiul critic al stabilităţii dinamice longitudinale.

În acest scop se consideră că tractorul urcă pe o pantă (fără patinare) cu viteza stabilită iar momentul motor este astfel încît valoarea forţei de tracţiune este limitată numai de forţa de aderenţă a roţilor motoare cu solul.

De asemenea se consideră că forţa de tracţiune la cîrlig este paralelă cu suprafaţa solului şi are o valoare maximă.

În acest caz, momentul stabilizator se determină cu ajutorul formulei:

$$M_s = G\,(a \cos\alpha - h \sin\alpha), \tag{7}$$

iar momentul de răsturnare:

$$M_r = F_c\, h_c, \tag{8}$$

în care: F_c este forţa de tracţiune la cîrlig; h_c — distanţa de la sol pînă la cîrligul (dispozitivul) de tracţiune.

Din însumarea proiecţiilor tuturor forţelor pe suprafaţa de sprijin rezultă:

$$\begin{aligned} F_c &= F_t - G\sin\alpha - F_f; \\ F_c &= \varphi Z_2 - G\sin\alpha - F_f, \end{aligned} \tag{9}$$

în care: F_t este forţa tangenţială; φ — coeficientul de aderenţă.

Din egalitatea momentelor faţă de axa care trece prin punctul de sprijin al roţilor din faţă pe sol se determină Z_2:

$$Z_2 = \frac{G\,[(L-a)\cos\alpha + h\sin\alpha + F_c h_c]}{L}. \tag{10}$$

Rezolvarea relaţiilor (9) şi (10) permite să se stabilească forţa F_c:

$$F_c = \frac{G\varphi\ [(L-a)\cos\alpha + h\sin\alpha - L\,(G\sin\alpha + F_f)]}{L - \varphi\cdot h_c} \tag{11}$$

Înlocuind valoarea F_c în relaţia (8) se obţine:

$$M_r = \frac{G\varphi\,[(L-a)\cos\alpha + h\sin\alpha] - L\,(G\sin\alpha + F_f)}{L - \varphi\, h_c}\cdot h_c \tag{12}$$

Pierderea stabilităţii are loc atunci cînd momentul stabilizator este egal cu momentul de răsturnare:

$$G\,(a\cos\alpha - h\sin\alpha) =$$

$$= \frac{G\varphi\ [(L-a)\cos\alpha + h\sin\alpha] - L\ (G\sin\alpha + F_f)}{L - \varphi h_c}\cdot h_c \tag{13}$$

În momentul pierderii stabilităţii longitudinale $Z_1 \leqslant 0$ şi deci şi forţa de rezistenţă la rulaj $F_{f_1} = 0$.

În acest caz relaţia (13) devine:

$$\operatorname{tg}\alpha = \frac{a - \varphi h_c}{h - h_c}. \tag{14}$$

Relaţia (14) se poate scrie sub forma: $\operatorname{tg}\alpha_{cr} = \dfrac{\left(\dfrac{a}{h} - \varphi\,\dfrac{h_c}{h}\right)}{\left(1 - \dfrac{h_c}{h}\right)}$;

dar: $\dfrac{a}{h} = \operatorname{tg}\alpha_{\lim_1}$ şi $\dfrac{h_c}{h} = c$ şi înlocuind aceste valori se obţine:

$$\operatorname{tg}\alpha_{cr} = \frac{\operatorname{tg}\alpha_{\lim} - \varphi c}{1 - c}. \tag{15}$$

Dacă $\varphi_{\max} < \operatorname{tg}\alpha_{\lim_1}$ tractorul va patina şi va aluneca pe pantă. Din această cauză relaţia (15) poate fi folosită numai cu condiţia ca; $\operatorname{tg}\alpha_{\lim_1} < \varphi_{\max}$.

Relaţiile (14) şi (15) scot în evidenţă factorii care au influenţă asupra unghiului critic al stabilităţii dinamice, arătînd că prin creşterea coeficientului de aderenţă unghiul critic al stabilităţii dinamice se micşorează. Coeficientul de aderenţă φ depinde în primul rînd de tipul roţilor şi de solul pe care lucrează tractorul. Ceilalţi factori care influenţează unghiul critic al stabilităţii dinamice se pot modifica în funcţie de echipamentul de lucru folosit şi înălţimea h_c la care se reglează dispozitivul de tracţiune. În relaţia (15) aceşti factori sînt exprimaţi prin $\operatorname{tg}\alpha_{\lim}$ şi c. Dacă toţi factorii sînt constanţi, stabilitatea dinamică a tractorului va fi cu atît mai bună, cu cît unghiul limită al stabilităţii statice va fi mai mare.

Unghiul $\alpha_{\lim}$ se poate modifica prin fixarea de greutăţ suplimentare pe roţile tractorului sau prin umplerea cu apă a pneurilor, deoarece aceasta va modifica şi coordonatele centrului de greutate al tractorului. De exemplu fixarea greutăţilor suplimentare pe roţile din faţă va deplasa centrul de greutate mai în faţă; în acest caz coordonatele centrului de greutate vor fi:

$$a_1 = \frac{G\cdot a + \Delta G\cdot a_g}{G + \Delta G}; \tag{16}$$

$$h_1 = \frac{G\cdot h + \Delta G\cdot h_g}{G + \Delta G}, \tag{17}$$

în care: ΔG este suma greutăţilor pe cele două roţi: a_g şi h_g — coordonatele centrului de greutate al greutăţilor suplimentare.

Practic, pantele întîlnite în timpul funcţionării tractoarelor au unghiul de înclinare sub 45°, iar coeficientul de aderenţă φ pentru lucrările agricole obişnuite nu depăşeşte — în condiţii favorabile — valoarea 0,75.

În cazul tractorului UTOS—27, întrucît pentru $h_c = 375-500$ mm şi $c = 0{,}4-0{,}54$, tg α_{cr} este mai mare decît valoarea maximă posibilă a coeficientului de aderenţă φ, unghiul critic al stabilităţii dinamice se va determina după metoda profesorului E. D. Lvov.

În cazul unghiului limită al pantei condiţia de stabilitate longitudinală este:

$$F_{t_1} \leqslant G\sin\alpha_{\lim_1}. \tag{18}$$

Pentru unghiurile mai mici decît unghiul limită, forţa tangenţială în viteza întîi nu trebuie să fie mai mare decît componenta greutăţii tractorului paralelă cu suprafaţa drumului în cazul unghiului limită al pantei. Este evident însă că pentru unghiul limită al pantei, forţa tangenţială la viteza întîi fiind mai mică decît componenta greutăţii tractorului paralelă cu panta, deplasarea tractorului în urcare nu este posibilă.

Condiţia $F_{t_1} \leqslant G\sin\alpha_{\lim_1}$ nu este obligatorie şi prin faptul că unghiul maxim $\alpha_{\max}$ pe care lucrează un tractor este de obicei mai mic decît unghiul limită $\alpha_{\lim_1}$.

Pentru tractorul UTOS—27, $F_{t_1} = 3\,650$ kgf fiind mai mare decît $G\sin\alpha_{\lim_1} = 3\,060\sin 39°4' = 2\,928$ kgf, condiţia din formula (18) nu este îndeplinită. Din această cauză trebuie determinat unghiul critic al stabilităţii dinamice, construind caracteristica stabilităţii longitudinale (fig. 2) cu ajutorul relaţiilor:

$$F(\alpha) = \frac{G\,[a\cos\alpha - (h - h_c)\sin\alpha]}{h_c}; \tag{19}$$

$$F_1(\alpha) = \frac{G\,[a\cos\alpha - (h - r_2)\sin\alpha]}{r_2}; \tag{20}$$

$$F_2(\alpha) = F_{t\max} = \frac{\varphi G\,(L-a)\cos\alpha + (h-h_c)\sin\alpha}{L - \varphi h_c}. \tag{21}$$

Valorile obţinute din calcul sînt prezentate în tabelele 1, 2 şi 3, iar valorile forţelor tangenţiale corespunzătoare vitezelor: întîia rapidă şi înceată şi a doua înceată s-au determinat pe baza relaţiei:

$$F_t = \frac{270\ P_e\cdot\eta_m}{V}, \tag{22}$$

în care: P_e este puterea efectivă a motorului, CP; $\eta_m = 0{,}85$ — randamentul mecanic al transmisiei; V — viteza de deplasare a tractorului, km/h. Astfel: $F_{t_{1\hat{\imath}}} = 3\,650$ kgf; $F_{t_{2\hat{\imath}}} = 2\,732$ kgf.

După cum se vede din figura 2, în intervalul de la 0 la $\alpha_{\lim_1}$, $F_2(\alpha) < F(\alpha)$; prin urmare în cazul deplasării tractorului pe un drum ideal nu este posibilă răsturnarea longitudinală, aceasta fiind limitată de patinarea roţilor motoare.

Tot în figura 2 se observă că $F_{t_{1l}} > F_1$ (O) ceea ce duce la concluzia că la viteza I_l unghiul critic al stabilității longitudinale este mai mic decît zero, iar în caz de blocare a roților motoare, răsturnarea longitudinală a tractorului este posibilă, chiar pe drum orizontal. Evitarea răsturnării se poate face de către tractorist prin debreiere rapidă.

La viteza II_l unghiul critic este de aproximativ 19°.

Tabela 1

α°	F (α), kgf
0	5 912,2
5	5 368,7
10	4 957
20	4 100
30	2 950
40	1 840
45	1 236
48	890
49	765
50	642
55	38
55°16′	0

Tabela 2

α°	F_1(α), kgf
0	3 126
5	3 047
10	2 968
20	2 668
30	2 334
40	1 898
50	1 420
55	1 025
60	890
61°30′	811
62	786

Tabela 3

α°	F_2 (α), kgf
0	1 680
10	1 740
20	1 753
30	1 709
40	1 680
50	1 471
55	1 381
60	1 285

În calculele pentru determinarea unghiului critic al stabilității dinamice a tractoarelor pe roți, s-a considerat că forța de tracțiune la cîrlig acționează paralel cu suprafața de sprijin (cu solul).

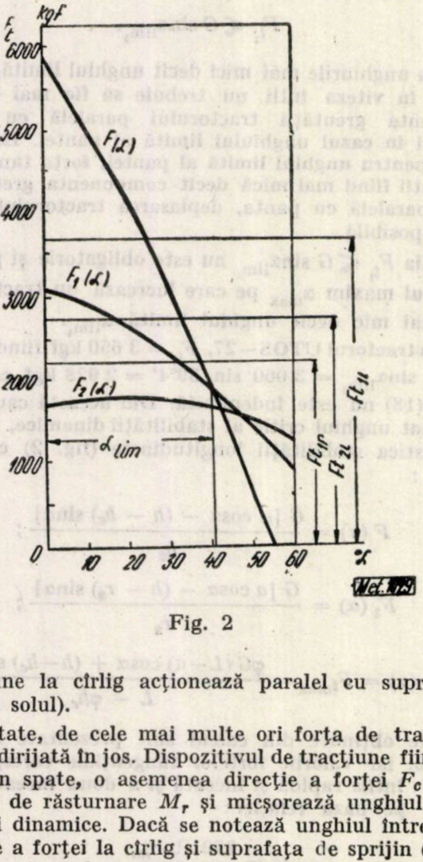


Fig. 2

În realitate, de cele mai multe ori forța de tracțiune la cîrlig este dirijată în jos. Dispozitivul de tracțiune fiind dispus pe axa din spate, o asemenea direcție a forței F_c mărește momentul de răsturnare M_r și micșorează unghiul critic al stabilității dinamice. Dacă se notează unghiul între direcția de acțiune a forței la cîrlig și suprafața de sprijin (solul) cu θ°, iar distanța de la punctul de remorcare pînă la axa din spate a tractorului cu l (fig. 3), relațiile (8) și (9) devin :

$$M_r = F_c h_c + F_c l \, \mathrm{tg}\theta° ; \tag{23}$$

$$F_c = G\,(\varphi \cos\alpha - \sin\alpha) - F_f ; \tag{24}$$

deci :

$$\mathrm{tg}\alpha_{\mathrm{cr}} = \frac{a + c'\,(f - \varphi)}{h - c'} . \tag{25}$$

Rezultă deci că direcția de acționare a forței de tracțiune la cîrlig precum și distanța l micșorează stabilitatea dinamică. În cazul cînd tractorul lucrează în agregat cu mașini agricole, acestea provoacă un moment de răsturnare $M_r = G_m a_m \cos\alpha$ în care G_m este greutatea mașinii purtate iar a_m distanța de la centrul de greutate al mașinii pînă la axa punții din spate (fig. 4).

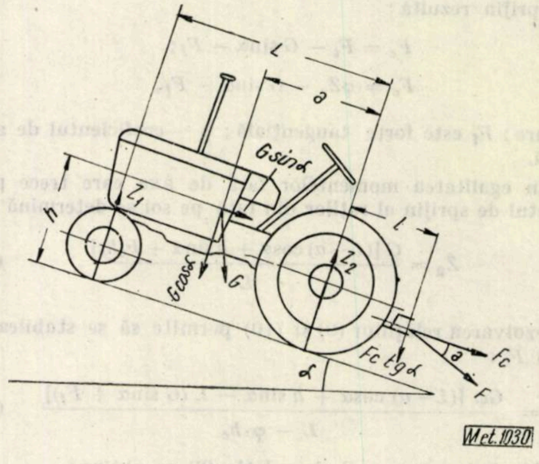


Fig. 3

Unghiul critic al stabilității dinamice la urcare se va determina în acest caz pe baza analizei egalității momentelor forțelor exterioare față de punctul O în jurul căruia poate avea loc răsturnarea tractorului : $Ga\cos\alpha = Gh\sin\alpha + G_m a_m \cos\alpha + G_m h_m \sin\alpha + F_f r_2$.

Dacă se consideră că centrul de greutate al tractorului și centrul de greutate al mașinii purtate se află la aceeași înălțime $h = h_m$ și forța $F_f = f\,(G + G_m)\cos\alpha$, unghiul critic al stabilității dinamice se va determina cu ajutorul relației :

$$\mathrm{tg}\alpha_{\mathrm{cr}} = \frac{G\,(L - a) - G_m a_m - f\,(G + G_m)\,r_2}{(G - G_m)\,h} \tag{26}$$

Se observă că unghiul critic la urcare se micșorează prin creșterea rezistenței la deplasare a tractorului și a momentului de răsturnare creat de mașina agricolă.

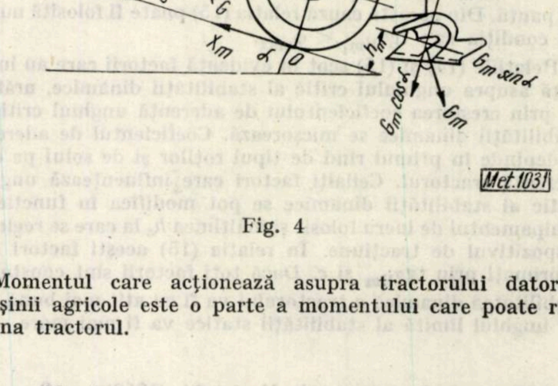


Fig. 4

Momentul care acționează asupra tractorului datorită mașinii agricole este o parte a momentului care poate răsturna tractorul.

Raportul dintre momentul dat de maşina purtată faţă de axa din spate M_{mp} şi momentul care impune ridicarea roţilor din faţă ale tractorului $M_{\lim}$ a fost numit de prof. D.A. Ciudacov, coeficientul de folosire a rezervei de stabilitate longitudinală :

$$\varepsilon_r = \frac{M_{mp}}{M_{\lim}}, \tag{27}$$

în care : $M_{mp} = G_m a_m$.

Descărcarea roţilor din faţă ale tractorului — atunci cînd lucrează în agregat cu maşini purtate — nu poate provoca răsturnarea longitudinală a tractorului, deoarece prin ridicarea roţilor din faţă ($Z_1 = 0$) tractorul va începe să se sprijine pe roţile din spate şi pe organele active ale maşinii agricole.

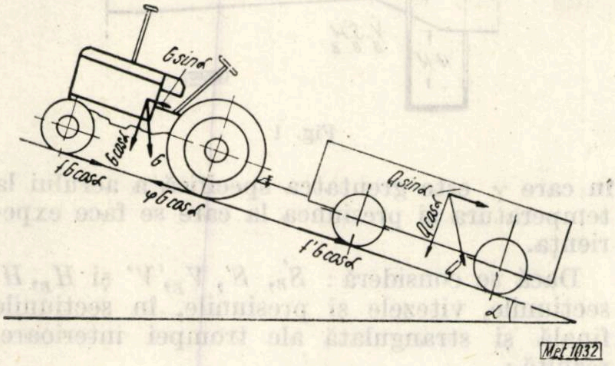


Fig. 5

Din această cauză, unghiul critic determinat în cazul deplasării tractorului în agregat cu o maşină agricolă purtată indică numai posibilitatea afundării organelor active ale maşinii agricole (plug, cultivator etc.) în sol.

În cazul tractoarelor folosite pentru transport este mai important să se determine greutatea tractorului în condiţiile de urcare cu remorcă.

Pentru aceasta se consideră tractorul cu remorcă în urcare (fig. 5).

În acest caz forţa de aderenţă trebuie să echilibreze forţele rezistente : $\varphi \lambda G \cos\alpha \geqslant f G \cos\alpha + G \sin\alpha + f' Q \cos\alpha + Q \sin\alpha$, în care : Q este greutatea remorcii ; f' — coeficientul de rezistenţă la rulaj al roţilor remorcii ; $\lambda = \frac{Z_2}{G}$.

Rezultă deci că greutatea minimă a tractorului trebuie să fie :

$$G_{\min} = \frac{Q\,(f' \cos\alpha + \sin\alpha)}{(\lambda\varphi - f)\cos\alpha - \sin\alpha}. \tag{30}$$

Greutatea remorcii în timpul urcării poate fi determinată cu aproximaţie pe baza forţei la tracţiune la cîrlig F_c dezvoltată de tractor pe teren orizontal. Este evident că această forţă în timpul urcării va echilibra forţele rezistenţei remorcii şi componenta greutăţii tractorului paralelă cu panta : $F_c = Q f' \cos\alpha + Q \sin\alpha + G \sin\alpha$.

Dacă se neglijează componenta greutăţii tractorului normală pe suprafaţa solului, greutatea remorcii Q va fi :

$$Q = \frac{F_c - G \sin\alpha}{f' \cos\alpha + \sin\alpha}. \tag{31}$$

BIBLIOGRAFIE

[1] Lvov E. D. *Teoria tractorului*. Maşghiz. 1960. [2]. Trepenencov I. I. *Indicii de exploatare ai tractoarelor*. Maşghiz, 1960.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.436.019.2

Determinarea coeficientului de exces de aer la motoarele cu aprindere prin comprimare

Ing. DAN MILCOVEANU
Institutul de mine — Petroşani

În patria noastră construcţia de motoare cu aprindere prin comprimare (Diesel) a luat un avînt deosebit, realizînd agregate cu puteri de la cîteva zeci pînă la peste 2 000 CP. Deoarece tendinţa este ca puterea motoarelor să crească, este necesar să se măsoare unul din principalii parametri ai procesului de ardere a combustibilului în motor şi anume coeficientul de exces de aer.

După cum se ştie, în timpul arderii, elementele hidrocarbonate ale combustibilului se combină cu oxigenul din aer, dînd naştere unui amestec format din bioxid de carbon, apă, azot şi alte produse de ardere. Cantităţile minime de oxigen şi deci de aer, necesare arderii complete, se calculează pe baza ecuaţiilor fundamentale ale termochimiei. În realitate însă nu se poate obţine o ardere completă a combustibilului în motoare, decît folosindu-se o cantitate de aer superioară minimului calculat teoretic.

Raportul dintre cantitatea de aer Q_r efectiv introdusă în cilindrul motorului şi cantitatea minimă de aer Q_{min}, calculată teoretic pentru arderea completă a combustibilului, se numeşte coeficient de exces de aer şi este definit de relaţia :

$$\lambda = \frac{Q_r}{Q_{min}}.$$

Dacă se notează cu G_c consumul orar de combustibil în kgf/h şi cu L_0 kgf/kgf cantitatea de aer teoretic necesară pentru arderea a 1 kgf de combustibil, valoarea coeficientului de exces de aer este

$$\lambda = \frac{Q_r}{G_c L_0}.$$

Valoarea lui λ depinde în foarte mare măsură de construcția motorului. Valoarea coeficientului de exces de aer determinat experimental va indica dacă motorul respectiv corespunde normelor adoptate în proiectare. Tot pe baza valorilor obținute pentru acest parametru, se pot studia ameliorările posibile ale procesului de autoaprindere și ardere în cilindrul motorului, în vederea unei folosiri mai complete a puterii calorifice a combustibilului.

Tabela 1

Tipul motorului și al camerei de ardere	λ
rapid, injecție directă	1,25—1,65
rapid, cameră de turbionare	1,15—1,30
rapid, cu antecameră	1,20—1,25
rapid, supraalimentat	1,7 —2,2
lent	1,8 —2,0

În tabela 1 sînt prezentate, din literatura tehnică, valorile lui λ, pentru regimul de plină sarcină al cîtorva motoare cu aprindere prin comprimare (Diesel).

Procedeele utilizate pentru determinarea lui λ sînt:

— prin măsurarea consumului de aer al motorului;

— prin analiza chimică a gazelor de ardere.

Primul procedeu necesită montarea, în galeria de aspirație a motorului, a unei diafragme sau ajutaj pentru măsurarea debitelor de aer aspirate. Deoarece montarea unei astfel de diafragme, al cărei principiu constructiv se bazează pe strangularea vînei de fluid, produce — pentru vitezele mari ale aerului în conducta de aspirație a motoarelor — o pierdere de presiune, deci o cantitate mai mică de oxigen disponibilă în camera de ardere, se montează în amonte de diafragmă un compresor care, prin suprapresiunea realizată, recuperează aceasta, înlăturînd această sursă de erori. Această metodă este specifică laboratoarelor speciale de încercări.

A doua metodă, analiza chimică a gazelor de ardere, este anevoioasă, pentru că la motoarele cu aprindere prin comprimare (Diesel) arderea conduce la producerea de funingine, fapt care provoacă complicarea calculului procesului de ardere. Pentru aceasta, metoda este utilizată mai ales la motoarele cu aprindere prin scînteie, unde arderea se face fără funingine.

În această lucrare s-a utilizat pentru determinarea lui λ principiul general al primei metode și anume măsurarea consumului de aer al motorului. Pentru măsurarea debitelor, s-a folosit un dispozitiv sensibil, care nu produce nici o depresiune în galeria de aspirație a motorului (fig. 1).

Dacă se notează cu S, S_B, V, V_B și H, H_B: secțiunile, vitezele și presiunile, aplicarea teoremei lui Bernoulli, în secțiunile inițială și strangulată ale trompei exterioare și a ecuației $SV = S_B V_B$ de continuitate a debitului, conduce la relația:

$$H - H_B = \frac{\gamma}{2g} V^2 \left[\frac{S^2}{S_B^2} - 1\right],$$

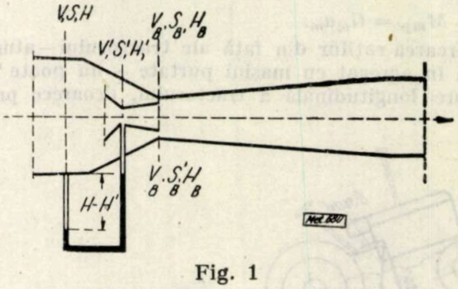


Fig. 1

în care γ este greutatea specifică a aerului la temperatura și presiunea la care se face experiența.

Dacă se consideră: S'_B, S', V_B, V' și H_B, H' secțiunile, vitezele și presiunile, în secțiunile finală și strangulată ale trompei interioare, rezultă:

$$H_B - H' = \frac{\gamma}{2g} V_B^2 \left[\frac{S_B'^2}{S'^2} - 1\right].$$

Înlocuind pe V_B cu $V \frac{S}{S_B}$ și adunînd cele două relații, se obține:

$$H - H' = \frac{\gamma}{2g} V^2 \left[\frac{S^2 S_B'^2}{S_B^2 S'^2} - 1\right].$$

Se constată că sensibilitatea dispozitivului a crescut mult, pentru o variație foarte mică a vitezei V a fluidului, diferența $H - H'$ fiind foarte mare.

Notînd cu $\frac{S^2 S_B'^2}{S_B^2 S'^2} - 1 = \sigma$, parametrul constructiv al dispozitivului, se obține valoarea vitezei de scurgere a aerului în galeria de aspirație a motorului, în funcție de diferența $H - H'$, adică:

$$V = \sqrt{\frac{2g(H - H')}{\gamma\sigma}}.$$

Cu alte cuvinte este de ajuns să se măsoare diferența $H - H'$ cu ajutorul manometrului diferențial (fig. 1), pentru a obține viteza V, deci debitul volumetric este:

$$Q_v = SV.$$

Dacă forma tuburilor Venturi — compuse dintr-o porțiune conică (confuzor) cu unghiul la vîrf aproximativ 21°, în sensul curgerii și o porțiune conică mai lungă (difuzor) cu vîrful în sensul opus curgerii, cu un unghi la vîrf de 5—7° — corespunde curentului de fluid strangulat, se realizează, pentru o strangulare de numai $S = 1,1\ S_B$, o depresiune $H - H'$ foarte mare. Aceasta permite realizarea unor măsurări foarte precise ale vitezei V și deci ale debitului de aer Q_v aspirat de motor. În cazul folosirii unei diafragme, nu se puteau obţine astfel de depresiuni decît prin adaptarea unui coeficient de strangulare mult mai mare a vînei de fluid, ceea ce creează depresiune în aval de diafragmă.

În concluzie, cu ajutorul dispozitivului descris s-au putut determina cu multă precizie debitele de aer aspirate de motor pentru diferite regimuri de funcţionare.

Cunoscînd debitul volumetric Q_v, m³/s, s-a determinat consumul orar de aer Q_r, kgf/h, conform relaţiei :

$$Q_r = 3\,600\ Q_v\ \gamma,\ \text{kgf/h}$$

în care :

$$\gamma = 1{,}293\ \frac{p_a}{760} \cdot \frac{273}{273 + t},\ \text{kgf/m}^3,$$

greutatea specifică a aerului înconjurător, la presiunea p_a şi temperatura t, înregistrate în momentul experimentării.

Cantitatea de aer teoretic necesară pentru arderea a 1 kgf de combustibil se calculează pe baza formulei cunoscute [1], [2] :

$$L_0 = \frac{28{,}95}{0{,}21}\left[\frac{c}{12} + \frac{h}{4} - \frac{Q}{32}\right] \text{kgf/kgf.}$$

Pentru compoziţia gravimetrică a motorinelor folosite s-a luat :

$$c = 0{,}87\ ;\ h = 0{,}126 \text{ şi } Q = 0{,}004\ ;$$

rezultă valoarea lui L_0 :

$$L_0 = 14{,}3 \text{ kgf/kgf.}$$

Pentru a obţine, odată cu variaţia lui λ, şi variaţia celorlalţi parametri de funcţionare a motorului, s-au prezentat următoarele date complimentare :

n — turaţia motorului, rot/min ;
N_e — puterea dezvoltată la axul frînei, CP ;
G_e — consumul specific de combustibil, g/CP h ;
$p_e = \frac{900\ N_e}{V_t \cdot n}$ — presiunea medie efectivă, în care V_t este cilindreea totală a motorului, dm³.

Deoarece se cunosc valorile coeficientului de exces de aer λ al motorului D—35, din încercările publicate [3] ale Institutului M.I.M.S.H. din U.R.S.S., verificarea metodei de lucru şi a dispozitivului utilizat s-a efectuat comparînd aceste date cu cele obţinute cu motorul de acelaşi tip D—35 seria 20 201, experimentat pe frîna electrică a Uzinei de tractoare — Braşov.

În tabela 2 sînt prezentate rezultatele obţinute, iar în diagrama din figura 2 variaţiile parametrilor : λ, g_e şi p_e cu turaţia pentru funcţionarea motorului în plină sarcină ; în diagrama din figura 3 sînt prezentate valorile lui λ, pentru încărcări variabile p_e ale motorului, funcţionînd la o turaţie de 1 400 — 1 500 rot/min.

Tabela 2

Motor D — 35 Seria 20201

n rot/min	N_e, CP	G_e, g/CPh	p_e, kgf/cm²	Q_r, kgf/h	Q_{min} kgf/h	$\frac{Q_r}{Q_{min}}$	Observaţii
910	1	1515	0,24	112,8	21,7	5,2	p_a = 692 mmHg
1110	1,1	1430	0,22	126,0	22,5	5,6	t = 21°C
1300	1,2	1375	0,2	152,0	23,6	6,45	
1495	2	1355	0,3	155,0	38,8	4,0	
1510	2	1350	0,3	165,0	38,6	4,27	
1460	16,1	280	2,4	154,0	64,5	2,39	
1460	22,5	237	3,4	146,0	76,2	1,92	
1440	29,5	228	4,5	150,5	96,1	1,56	
1430	30	227	4,6	153,2	97,5	1,57	
1410	37,1	225	5,8	144,0	119,0	1,21	
1400	36,4	225	5,7	143,0	117,0	1,22	
1140	32,5	224	6,3	129,0	104,0	1,24	
1060	30,1	221	6,25	124,5	95,1	1,31	
850	24,5	228	6,33	94,3	80,0	1,18	Limita de fum
1510	2	1350	0,3	165,0	38,6	4,27	

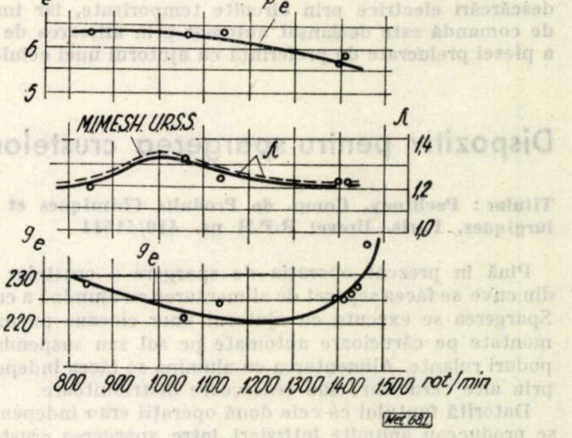


Fig. 2

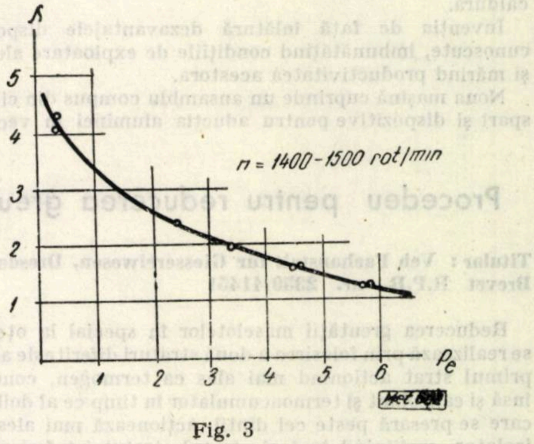


Fig. 3

În diagrama din figura 2 sînt prezentate, prin curba trasată întrerupt, rezultatele obţinute de Institutul M.I.M.S.H. din U.R.S.S. pe acelaşi tip de motor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vanşeidt V. A. *Motoare Diesel* — traducere din limba rusă. Ed. Tehnică 1959.
[2] Bănărescu, M. *Motoare cu ardere internă.* Vol. I şi XI. Ed. Tehnică 1957.
[3] Boltinski, V. N. *Motoare de tractoare şi automobile.* Traducere din limba rusă. Ed. Tehnică 1955.

Invenții

Structură de aliaje fier-carbon și procedeul pentru obținerea acestei structuri

Titular: Würster & Co., Weiselburg, Austria. Brevet R.P.R. nr. 2489/41590.

Această invenție se referă la un procedeu cu ajutorul căruia printr-un tratament termic extrem de rapid al unor aliaje fier-carbon, în special al oțelului se obține o nouă structură de durcisare.

După noul procedeu, piesa de prelucrat este încălzită un timp foarte scurt de ordinul a 0,1 s la temperaturi pînă la punctul de topire, fiind apoi răcită timp de 0,01 s.

Astfel nu se durcisează decît un strat superficial al piesei, pînă la 1 mm.

Pentru realizarea timpului scurt de încălzire, sursa de căldură are o funcționare intermitentă, de exemplu prin descărcări electrice prin circuite temporizate, iar impulsul de comandă este declanșat automat prin mișcarea de avans a piesei prelucrate de preferință cu ajutorul unei celule fotoelectrice. Structura aliajului obținut are următoarele caracteristici:

— nu poate fi observată cu microscopul optic nici după tratare cu o soluție de 3% acid azotic, peste 20 s;

— diametrul mediu al granulelor este sub 5 μ (deci sub ASTM 12);

— conținutul de austenită restantă este sub 2%;

— la sarcini mici duritatea Vickers este independentă de sarcină, dar și la sarcini mari este peste 926 kgf/mm^2.

Tenacitatea înaltă a oțelului tratat după acest procedeu are o importanță tehnologică considerabilă.

De exemplu, s-a constatat că la o sculă așchietoare cu un strat superficial de 0,2 mm, chiar la solicitarea maximă stratul durcisat aderă perfect la materialul de bază, iar încărcările de stabilitate în timp au arătat că stratul nu înclină nici la exfoliere nici la rupere.

Dispozitiv pentru spargerea crustelor și distribuirea aluminei în cuvele de electroliză

Titular: Pechiney, Comp. de Produits Chimiques et métallurgiques, Paris. Brevet R.P.R nr. 410/41511

Pînă în prezent operația de spargere a crustelor băilor din cuve se făcea separat de alimentarea cu alumină a cuvelor. Spargerea se executa cu ajutorul unor ciocane pneumatice montate pe cărucioare automate pe sol sau suspendate pe poduri rulante. Alimentarea cu alumină se făcea independent prin alte cărucioare sau rezervoare distribuitoare.

Datorită faptului că cele două operații erau independente, se produceau anumite întîrzieri între spargerea crustelor și alimentare, ceea ce ducea la scăpări de gaze și pierderi de căldură.

Invenția de față înlătură dezavantajele dispozitivelor cunoscute, îmbunătățind condițiile de exploatare ale cuvelor și mărind productivitatea acestora.

Noua mașină cuprinde un ansamblu compus din ciocane de spart și dispozitive pentru aducția aluminei în vecinătatea ciocanului, acest ansamblu putînd fi deplasat într-un plan orizontal deasupra băii.

Corpul ciocanului este prevăzut cu un dozator cu alumină, care comportă în partea lui inferioară unul sau mai multe orificii care distribuie alumină în zona de lucru a ciocanului.

Ansamblul ciocan-dozator este suspendat deasupra șirului de cuve, la extremitatea unui braț orizontal ce culisează într-o piesă pivotantă în jurul unui ax vertical, piesă montată pe un echipaj mobil care se poate deplasa paralel cu axa longitudinală a liniei de cuve.

Brațul orizontal și piesa pivotantă fiind montate la înălțime suficientă, spargerea crustelor și alimentarea cu alumină se poate efectua în oricare punct al liniei de cuve.

În plus, mașina fiind pe șine poate fi alimentată cu energie electrică prin trolee și șine conductoare, ceea ce îi conferă o mare ușurință în deplasare.

Procedeu pentru reducerea greutății maselotelor în special la lingourile de oțel

Titular: Veb Fachanstalt für Giessereiwesen, Dresda, R.D.G. Brevet R.P.R. nr. 2350/41451

Reducerea greutății maselotelor în special la oțel turnat se realizează prin folosirea a două straturi diferite de acoperire, primul strat acționînd mai ales ca termogen, concomitent însă și ca izolant și termoacumulator în timp ce al doilea strat, care se presară peste cel dintîi, acționează mai ales în mod izolator, sprijinind însă și efectul stratului inferior.

S-a observat că la turnarea lingourilor de oțel, în partea superioară a cochilei, plutește un strat din oțel solidificat mai mult sau mai puțin oxidat. Pe acest strat se presară în vederea aprinderii și topirii lui anumite substanțe, cum ar fi nitrați, clorați, perclorați etc. în combinație cu praf de cărbune fin măcinat. Pentru prelungirea efectului acestor substanțe se mai adaugă un strat conținînd compuși de oxigen cu descompunere mai lentă cum ar fi anumiți oxizi de metale.

Procedeul acesta pentru reducerea greutății maselotelor, folosind cele două straturi de pulberi în scopul măririi randamentului, poate fi aplicat nu numai la oțel ci și la alte metale fluide, în special la aliaje de cupru și nichel, precum și la metale ușoare.

Apărătoare de praf pentru mașini de recoltat, în special pentru combine

Titular: Rupert Fritzmeier din Grosshelfendorf, München, R.F.G. Brevet R.P.R. nr. 2362/41463

Invenția se referă la o apărătoare de praf pentru mașini de recoltat, în special pentru combine, pentru a apăra pe cel ce conduce mașina de praful degajat în timpul recoltatului.

Montarea unei combine nu a dat rezultate întrucît este incomodă șederea într-o asemenea cabină expusă razelor solare, iar o instalație de aer condiționat pentru cabină ar fi foarte costisitoare.

Pentru soluționarea acestor dezavantaje se propune acoperirea etanșă a părții din mașină care produce praf, adică a aparatului de secerat, iar praful produs este evacuat lateral cît mai departe de locul conductorului. Evacuarea prafului mai poate fi favorizată prin montarea unui ventilator în direcţie transversală.

Pentru a crea posibilitatea ca conductorul să poată controla partea de secerătoare, partea superioară a prelatei se execută integral sau parţial dintr-un material plastic transparent.

Aceste materiale au fost redactate de biroul de brevete şi invenţii pentru străinătate de pe lîngă Camera de Comerţ a Republicii Ropulare Romîne.

Un răzuitor mecanic pentru îndepărtarea ruginei şi a altor straturi superficiale nedorite

Titular: Ing. A. Liska, Brevet nr. CS,PV 3461-151

Rugină învechită, resturi de materiale carbonizate, de vopsele, de garnituri întărite etc., precum şi altele se pot îndepărta după demontare cu ajutorul unui răzuitor (şaber) acţionat mecanic cu un ciocan pneumatic.

La ciocanul pneumatic *1* se fixează un mănunchi de sîrme de oţel (coardă de pian) *2* prinse într-un mîner *3*. Mănunchiul de sîrme poate căpăta diferite forme, în funcţie de utilizarea ce i se dă (de exemplu, de perie cilindrică, perie lată şi plată etc.). Prin mişcarea de vibraţie a mănunchiului de sîrme se pot curăţi foarte bine suprafeţele.

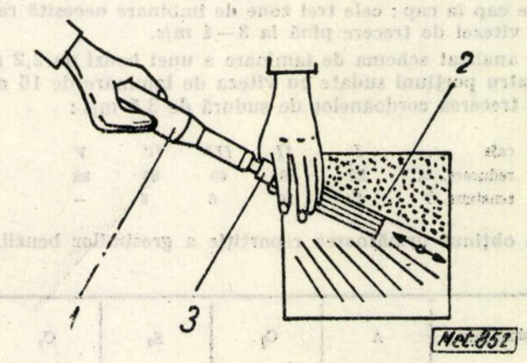


Fig. 1: *1* – ciocan pneumatic; *2* – mănunchi de sîrme din oţel; *3* – mîner. →

Un dispozitiv simplu pentru tăierea ţevilor cu ajutorul preselor

În R.S. Cehoslovacă s-a experimentat un dispozitiv pentru tăierea ţevilor, cu care s-au obţinut bune rezultate.

Pe o presă cu excentric de 22 t s-au tăiat ţevi cu un diametru de 24 mm, iar pe o presă de 290 t s-au tăiat ţevi cu un diametru de 60 mm.

Placa *1* a matriţei formată din două bucăţi împreunate prin ştifturi şi şuruburi s-a fixat prin înşurubare pe matriţa inferioară. Plăcile *1* şi *2* conduc cuţitul *3* cu joc frontal de 0,03 mm şi joc lateral de 0,1 mm. Plăcile *1* şi *2* sînt fixate una faţă de cealaltă cu un joc de 0,3 m pentru a permite strîngerea ţevii cu ajutorul şuruburilor.

Pe piesa *4* se reazemă cuţitul şi asupra ei acţionează pistonul presei.

Cuţitul este ascuţit la 90° şi este îngust pentru a se reduce pierderea de material la decupare.

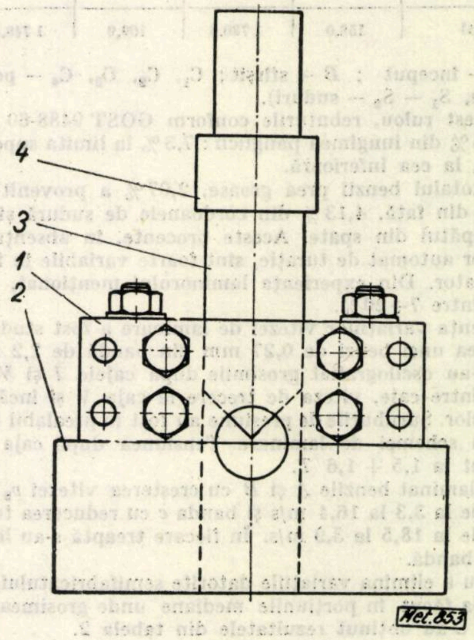


Fig. 1: *1* – placa superioară a matriţei formată din două bucăţi; *2* – matriţa inferioară; *3* – cuţitul (poansonul); *4* – cap de reazem pentru cuţit. →

Documentare

Metode de reducere a neuniformităţilor în grosimea benzii laminate la rece. V. H. Faizulin şi V. V. Casinţev, *Combinatul Metalurgic Magnitogorsk*. În: Stal nr. 3, 1962.

O cauză esenţială a apariţiei neuniformităţilor longitudinale ale grosimii benzii laminate la rece o constituie, pe lîngă variaţiile de turaţie şi tensiune în bandă, variaţiile în grosimea benzii la cald. Acest fapt a fost constatat şi la laminorul cu cinci caje de la Combinatul din Magnitogorsk, unde este folosit ca semifabricat un rulou de 10,5 T din patru fîşii sudate cap la cap; cele trei zone de îmbinare necesită reducerea vitezei de trecere pînă la 3—4 m/s.

S-a analizat schema de laminare a unei benzi de 2,2 mm din patru porţiuni sudate cu viteza de laminare de 16 m/s, iar la trecerea cordoanelor de sudură de 3,5 m/s:

caja	*I*	*II*	*III*	*IV*	*V*
reducere, %	28	38	40	36	32
tensiune, *T*	12	10	6	3	—

S-a obţinut următoarea repartiţie a grosimilor benzii, în m (*A* — început ; *B* — sfîrşit ; C_1, C_2, C_3, C_4 — porţiuni mediane, S_1 — S_3 — suduri).

Tabela 1

grosime, mm	A	C_1	S_1	C_2	S_2	C_3	S_3	C_4	B	Total
0,23—0,24	—	70,6	—	28,4	—	45,4	—	24,5	—	168,9(2,2)
0,24—0,27	—	1 660,0	—	1 720,0	—	1 775,0	—	1 710,0	—	6 865,0(90,5)
0,27—0,30	42,0	—	60,7	—	57,5	—	64,5	—	10,7	235,4(3,1)
0,30—0,34	25,0	—	26,0	—	21,0	—	15,6	—	34,0	121,6(1,6)
0,34—0,38	27,5	—	23,2	—	26,3	—	19,9	—	19,5	116,4(1,5)
0,38—0,43	63,5	—	—	—	—	—	—	—	22,0	85,5(1,1)
Total	158,0	1 730,6	109,9	1 748,4	104,8	1 820,4	100,0	1 734,5	86,2	7 592,8(100,0)

În acest rulou, rebuturile conform GOST 9488-60 reprezintă 95% din lungimea panglicii: 7,3% la limita superioară şi 2,2% la cea inferioară.

Din totalul benzii prea groase, 2,07% a provenit de la capătul din faţă, 4,13% din cordoanele de sudură şi 1,1% din capătul din spate. Aceste procente, în absenţa unui regulator automat de turaţie, sînt foarte variabile în funcţie de operator. Din experienţa laminorului menţionat, ele au oscilat între 7÷20%.

Influenţa variaţiilor vitezei de laminare a fost studiată la laminarea unei benzi de 0,27 mm din bandă de 2,2 mm la cald. S-au oscilografiat grosimile după cajele *I* şi *V*, tensiunea între caje, viteza de trecere la caja *V* şi încărcările motoarelor. Şuruburile de presiune au fost în prealabil reglate conform schemei de laminare. Tensiunea după caja *V* s-a menţinut la 1,5 + 1,6 *T*.

S-au laminat benzile *A* şi *B* cu creşterea vitezei v_5 în opt trepte de la 3,3 la 16,4 m/s şi banda *c* cu reducerea tot în 8 trepte de la 18,5 la 3,9 m/s. În fiecare treaptă s-au laminat 150 m bandă.

Pentru a elimina variaţiile datorite semifabricatului, laminarea s-a făcut în porţiunile mediane unde grosimea e mai stabilă. S-au obţinut rezultatele din tabela 2.

Tabela 2

Treapta	Banda *A*			Banda *B*			Banda *C*		
	v_5 m/s	h_5 mm	Δ_h mm	v_5 m/s	h_5 mm	Δ_h mm	v_5 m/s	h_5 mm	Δ_h mm
1	3,3	0,350	—	3,3	0,340	—	18,5	0,278	—
2	3,9	0,320	0,030	4,6	0,310	0,030	13,4	0,278	0,000
3	6,2	0,300	0,020	6,2	0,300	0,010	11,4	0,283	0,005
4	7,7	0,286	0,014	7,4	0,290	0,010	10,3	0,283	0,000
5	9,4	0,281	0,005	8,2	0,286	0,004	7,4	0,287	0,004
6	10,5	0,278	0,003	10,3	0,283	0,003	5,7	0,292	0,005
7	12,9	0,277	0,001	12,6	0,278	0,005	4,9	0,297	0,005
8	16,4	0,272	0,005	16,2	0,272	0,006	3,9	0,302	0,005

La creşterea vitezei de laminare grosimea benzii în caja *I* practic nu se schimbă, în caja *V* scade sensibil, mai ales între 7,4 + 7,7 m/s. La reducerea vitezei influenţele sînt mai puţin sensibile. De aceea trebuie redus la minimum timpul de accelerare al acţionării după trecerea capătului din faţă şi a cordoanelor de sudură.

Oscilaţiile în grosimea benzii la cald ating 10% din valoarea nominală. Ele determină variaţiile de grosime după caja *I* şi prin urmare ale produsului finit. De aceea este necesară asigurarea unui semifabricat (bandă la cald) cît mai uniform posibil. Este important să se realizeze grosimi egale la capetele benzilor la cald sudate; aceasta îmbunătăţeşte calitatea cordonului de sudură, permite creşterea vitezei de trecere şi uşurează reglarea grosimii.

La laminarea unei benzi de oţel O8KM cu grosimea nominală 2,2 mm, viteza de trecere a fost redusă de la 15 la 2,5 m/s într-o porţiune a benzii la cald cu grosime uniformă (fig. 1, *b*) şi pe altă porţiune împrejurul cordonului de sudură (fig. 1, *a*). În primul caz, grosimea a crescut de la 0,29 mm la 0,37 mm pe o lungime de 91—26 m la încetinire şi 65 m la accelerarea cajei. În cazul al doilea, grosimea a crescut de la 0,29 la 0,38 mm pe 108 m (30 m la încetinire şi 78 m la accelerare). Mărimea şi durata abaterii în acest din urmă caz se explică prin neuniformitatea semifabricatului.

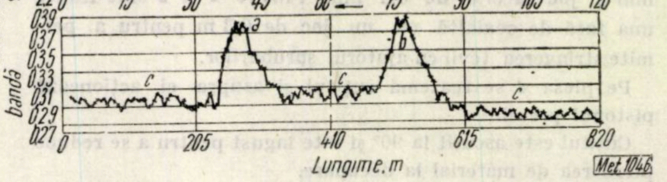


Fig. 1. Oscilaţiile grosimii benzii la rece:

a — la încetinirea vitezei pe segmentul îngroşat (cordon); *b* — idem, pe segmentul uniform; *c* — oscilaţii de unică amplitudine, datorite excentricităţii cilindrilor (*A* — şi *B* — începutul, respectiv sfîrşitul segmentelor sudate; săgeata arată sensul laminării la rece; *s* — cordon de sudură).

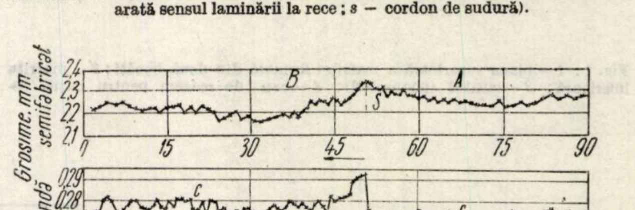


Fig. 2. Abaterile grosimii în regiunea cordonului de sudură *S*, la laminarea cu 8 m/s; notaţiile ca la figura 1.

Pentru ameliorarea situaţiei, la producerea semifabricatului într-un laminor continuu cu 10 caje, s-au sporit reducerile de secţiune în cajele finisoare la părţile finale (îngroşate) ale benzilor. Astfel, diferenţele de grosime între capetele sudate s-au redus la minimum (0,03 — 0,05 mm). Laminarea benzii la rece s-a făcut fără reducerea vitezei la trecerea cordonului ($V_s = 8$ m/s). În această situaţie, lungimea porţiunii îngroşate nu a depăşit 20 m — de cinci ori mai puţin decît de obicei (fig. 2).

Funcţionarea unui regulator automat de grosime, montat după caja *I* a laminorului cu cinci caje şi acţionînd asupra şuruburilor de presiune ale acestei caje a fost analizată în procesul de laminare a benzilor de 0,45 şi 0,5 mm, în comparaţie cu reglarea manuală.

S-a constatat că la utilizarea regulatorului automat, 96% din lungimea benzii se încadrează în toleranţe (± 0,02 mm). Se consideră însă că numai utilizarea regulatorului după caja *I* nu elimină complet abaterile în grosime după caja *V*.

Pentru reducerea mai departe a acestor neuniformităţi este necesară introducerea unui regulator de precizie pentru tensiunea între caje, care să controleze grosimea după ultima cajă.

Diferenţial cu blocare. În : Automobile Engineer, mai, 1961.

Un mare dezavantaj pe care-l prezintă diferenţialul este acela că în cazul lipsei de aderenţă la una din roţi (la deplasarea vehiculului pe porţiuni de drum alunecoase) acesta se va învîrti cu o viteză de rotaţie egală cu de două ori viteza coroanei diferenţialului, în timp ce roata cu aderenţă rămîne pe loc. În condiţii grele de teren acest fenomen reduce mult capacitatea de deplasare a vehiculului. Pentru a se evita acest inconvenient diferenţialul ar trebui scos din funcţiune (cele două roţi motoare să nu se poată învîrti independent una de alta). În figură se arată un diferenţial prevăzut cu un nou sistem de blocare.

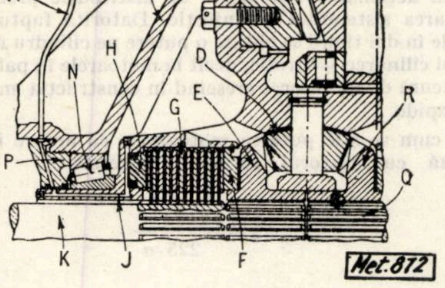


Fig. 1

Pinionul de atac *A* antrenează coroana diferenţialului *B* fixată cu şuruburi de caseta *C*. În interiorul casetei se află sateliţii *D* şi pinioanele planetare *E* şi *R* montate prin intermediul canelurilor pe semiaxele *Q* şi *K*. Partea inferioară din stînga a casetei *C* constituie şi tamburul unui ambreiaj cu discuri multiple în care sînt montate discurile *G*, prin intermediul unei dinţări. Între aceste discuri se găsesc discurile interioare ale ambreiajului care sînt montate pe canelurile semiaxei *K*. Pachetul de discuri se găseşte între două inele *F* şi *H*. Inelul *H* constituie un piston care serveşte la ambreiere. Dacă se urmăreşte să se scoată din funcţiune diferenţialul, se trimite ulei sub presiune prin conducta *M* şi canalul *P* asupra pistonului *H*, care exercită o apăsare asupra discurilor ambreiajului. În această situaţie ambreiajul este ambreiat iar semiaxa *K* devine solidară în rotaţie cu caseta *C*, roţile motoare ale vehiculului fiind obligate să se învîrtească cu aceeaşi viteză. Comanda ambreiajului se execută de către conductorul vehiculului după necesităţile impuse de teren.

Motor Diesel răcit cu aer. În : Automobile Engineer, martie 1962.

Pentru a se evita suprarăcirea unui motor Diesel răcit cu aer, în cazul mersului în gol pe vreme foarte rece, se utilizează un ventilator secundar. În figura 1 se reprezintă schematic un motor Diesel cu şase cilindri în V, răcit cu aer, la care ventilatorul principal *1* de tip axial este antrenat de motor prin intermediul unui cuplaj hidraulic *2* montat pe axul de antrenare *3*.

După ce aerul a trecut peste suprafeţele calde, este condus printr-un colector *4* în care este montat un termostat *5*, legat în circuitul de control al cuplajului hidraulic. Debitul ventilatorului principal *1* este astfel stabilit încît motorul este suprarăcit la mersul în gol şi la temperaturi ambiante joase. Pe acelaşi ax de antrenare *3* — înainte de cuplajul hidraulic *2* — este montat ventilatorul secundar *6*, antrenat în permanenţă de axul 3.

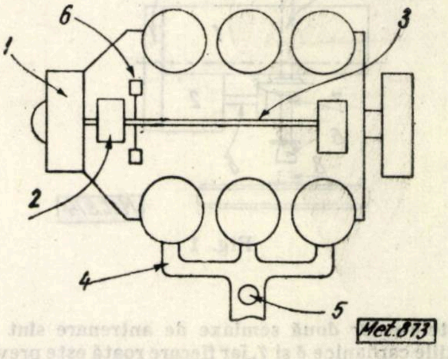


Fig. 2

Debitul acestui ventilator este mai mic decît debitul necesar pentru răcirea motorului la mersul în gol astfel încît motorul ajunge la un regim termic normal într-un timp scurt, cu ventilatorul principal decuplat. Turaţia ventilatorului principal *1* este variabilă în funcţie de încărcarea motorului şi de temperatura ambiantă, reglajul făcîndu-se prin umplerea variabilă a cuplajului hidraulic *2*, comandată de termostatul *5*. Deşi cele două ventilatoare şi cuplajul hidraulic se găsesc într-o carcasă comună, influenţa ventilatorului secundar asupra debitului ventilatorului principal este neglijabilă în timpul funcţionării în sarcină a motorului.

Cilindri prevăzuţi cu aripioare de răcire. În : Automobile Engineer, martie 1962.

La motoarele cu combustie internă răcite cu aer se prevăd aripioare care măresc suprafaţa în contact cu aerul. Pentru a asigura o bună răcire, aripioarele trebuie să aibă anumite dimensiuni, ceea ce duce la o lungime mai mare a motorului răcit cu aer.

În vederea reducerii distanţei între axele cilindrilor, respectiv scurtarea întregului motor, aripioarele inelare au fost dispuse sub un anumit unghi faţă de un plan transversal ce taie cilindrul, astfel încît aripioarele a doi cilindri alăturaţi pot fi suprapuse. O altă soluţie o constituie aripioarele strunjite sub formă de elice continuă avînd un unghi aşa fel încît să asigure intercalarea lor.

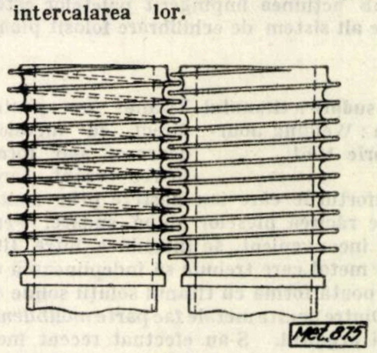


Fig. 1

Unitate motor — cutie de viteze. În : Automobile Engineer, martie 1962.

Cu toate că aşezarea unităţii motor-transmisie la acelaşi capăt al unui autovehicul a devenit larg răspîndită, mai există încă o varietate largă de soluţii.

În figură se arată o montare alăturată a motorului *1* şi a transmisiei *2*. Mişcarea este transmisă de motor la transmisie prin lanţul *3*. După cum se vede din figura 1 motorul este dezaxat faţă de axul longitudinal al vehiculului; în baia de ulei trece un tub *4*, prin care trece axul de antrenare de la diferenţialul *5* la roată. Acest ax este dispus dedesubtul unui lagăr palier al arborelui motor şi deci se află între manetoane.

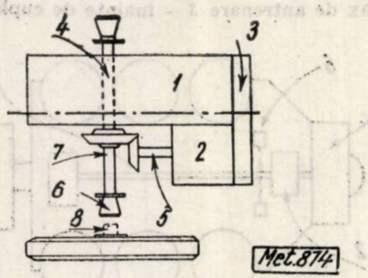


Fig. 1

La capetele celor două semiaxe de antrenare sînt montate articulaţiile cardanice *6* şi *7*, iar fiecare roată este prevăzută cu o articulaţie cardanică *8* de viteză constantă.

Echilibrarea forţelor la pompele centrifuge. În : Techniques mondiales, aprilie 1962. Pentru a echilibra împingerea axială a paletelor, care se exercită pe arborele pompelor centrifuge, în direcţia admisiunii, se poate monta pe arbore o placă de menţinere, în legătură cu o cameră de presiune; acest sistem de echilibrare, eficace în condiţiile normale de funcţionare, dă naştere la suprasarcini, la uzuri importante ale suprafeţei de contact dintre placă şi camera de presiune.

Pentru a se remedia acest inconvenient, s-a construit un sistem compensator, prevăzut cu o supapă de strangulare, a cărei poziţie este comandată de către un dispozitiv acţionat de variaţia sistemului de curgere; camera de presiune este pusă în legătură cu etajul pompei printr-o conductă pe care este montată supapa, iar camera de descărcare comunică cu admisiunea printr-o altă conductă pe care este montat un dispozitiv de reglare a debitului, care deschide mai mult sau mai puţin supapa de strangulare, astfel încît debitul să rămînă constant.

În cazul suprasarcinilor atunci cînd împingerea axială a paletelor deplasează arborele şi placa de menţinere, ceea ce produce o micşorare a debitului, presiunea în cameră creşte şi împingerea la care este supus arborele se măreşte. Atunci cînd împingerea paletelor descreşte, fenomenul se petrece în sens invers. În felul acesta, deplasarea axială a arborelui sub acţiunea împingerii paletelor este mai mică decît la orice alt sistem de echilibrare folosit pînă în prezent.

Procedeu de sudare a titanului cu oţelul. În : Welding Journal, decembrie 1961. Titanul nu poate fi sudat direct cu metalele feroase, deoarece s-ar forma un aliaj foarte casant, care nu poate rezista la eforturile care iau naştere prin contracţia care întovărăşeşte răcirea pieselor după sudare. Pentru a remedia acest inconvenient, se introduce între titan şi oţel un al treilea metal care trebuie să îndeplinească următoarele condiţii: să poată forma cu titanul soluţii solide ductile şi să fie sudabil. Dintre aceste metale fac parte molibdenul, vanadiul aluminiul, şi argintul. S-au efectuat recent încercări pentru a se stabili dacă ele pot forma soluţii solide ductile şi cu oţelul.

S-au studiat mai multe procedee de sudare a titanului cu oţelul cu ajutorul altui metal, fie folosind sudarea cu arc electric protejat, cu electrod de tungsten, fie sudarea prin rezistenţă. S-a constatat că cel mai bun metal intermediar este vanadiul.

Pirometru fotoelectric. În : Techniques mondiales, martie 1962. Precizia măsurărilor temperaturilor efectuate cu pirometrele optice depinde de factori subiectivi (sensibiitatea vederii la diferite străluciri şi aprecierea personală a observatorului); la măsurările efectuate cu pirometrul fotoelectric, organul detector nu mai este ochiul, ci o celulă fotoelectrică; precizia cu care se fac aceste măsuri este de 0,02 % la 1063°C, pe cînd cea a unei măsurări efectuată cu un pirometru optic nu depăşeşte 0,3 %, pentru aceeaşi temperatură.

La termometrul fotoelectric, imaginile sursei de căldură şi a lămpii sînt focalizate nu pe un ocular ci pe o oglindă prevăzută cu o fantă; radiaţiile care străbat această fantă cad pe un tub fotomultiplicator a cărui tensiune de ieşire amplificată este înregistrată pe bandă. Operatorul aşază pe rînd, în dreptul fantei, imaginile sursei de căldură şi ale lămpii, şi reglează curentul lămpii după indicaţiile citite pe bandă. Sistemul optic este prevăzut cu un filtru care izolează banda de lungimi de undă la 6350 Å cu o semilăţime de 110 Å; această lăţime de bandă (aproape a cincea parte din cea folosită în pirometria optică vizuală) permite să se determine cu mare precizie lungimea de undă medie efectivă. **Acest instrument de măsură este prevăzut cu trei lămpi electronice interschimbabile a căror sensibilitate trebuie însă ameliorată (s-au constatat variaţii de 0,5°C după 150 ore de funcţionare).**

Motor cu pistoane opuse cu dublă acţiune. În : *MTZ* octombrie 1961. Măsura cea mai eficace pentru sporirea puterii litrice la motoarele cu ardere internă este, în afară de mărirea presiunii medii efective, ridicarea turaţiei. Aceasta este însă limitată de viteza medie a pistonului, care nu poate depăşi anumite limite. În afară de aceasta, la turaţii mari apar dificultăţi în acţionarea sistemului de distribuţie precum şi în funcţionarea sistemului de injecţie. Datorită faptului că la motoarele în doi timpi se obţine o putere pe cilindru mai mare, la aceeaşi cilindree şi turaţie, decît la motoarele în patru timpi, ele se bucură de un interes crescînd în construcţia motoarelor Diesel rapide.

După cum se ştie puterea motoarelor cu ardere internă se calculează cu ajutorul formulei generale:

$$N_e = \frac{p_e \cdot V_h \cdot n}{225 \cdot a},$$

în care

N_e este puterea efectivă, CP;
p_e — presiunea medie efectivă, kgf/cm^2;
n — turaţia motorului, rot/min;
V_h — cilindreea, dm^3;
a — un factor caracteristic pentru ciclul de funcţionare; ($a = 4$ pentru motoarele în 4 timpi cu simplă acţiune şi $a = 2$ pentru motoarele în doi timpi cu simplă acţiune).

Pentru a se obţine o creştere a puterii litrice, în ultimul timp au fost construite motoare cu pistoane opuse cu dublă acţiune. Pentru aceste motoare relaţia puterii devine:

$$N_e = \frac{p_e \cdot 2 V_h \cdot n}{225}.$$

După cum rezultă din această relaţie, soluţia cu pistoane opuse cu dublă acţiune duce la o creştere apreciabilă a puterii pentru aceleaşi valori ale cursei şi alezajului.

Practic, această soluţie a fost realizată după cum se arată schematic în figura 1. Două pistoane cu dublu efect introduse într-un cilindru creează trei camere de ardere. O cameră de ardere centrală între cele două pistoane şi alte două exterioare determinate de pistoane și chiulase. Motorul funcționează după ciclul în doi timpi. camera de ardere centrală avînd baleiajul în echicurent iar camerele exterioare de tipul Schnürle (în buclă). Aerul de spălare este furnizat de un compresor de tip Roots. Datorită celor trei camere de ardere, la acest motor fiecare cursă este o cursă motoare (de lucru).

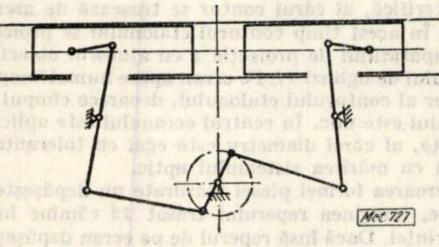


Fig. 1.

Dacă se compară un astfel de motor cu un singur cilindru cu motoarele clasice avînd aceeași cilindree și aceeași turație, numărul curselor motoare este echivalent cu acela al unui motor în patru timpi cu opt cilindri sau cu unul în doi timpi cu patru cilindri, ceea ce constituie un avantaj important la motoarele mici pînă la circa 120 CP cu un singur cilindru cu două pistoane opuse. La motoarele mai mari această soluție prezintă avantaje mari dacă se utilizează o construcție cu mai mulți cilindri. Noul tip de motor asigură o construcție cu un gabarit mult redus.

Un motor de acest tip cu mai mulți cilindri dispuși după laturile unui poligon este arătat în figura 2. După cum se vede forțele de la pistoane se transmit la arborele motor prin balancieri și biele. Se remarcă faptul că pe un piston se exercită presiuni în ambele sensuri întrucît fiecare cursă de lucru este și o cursă de compresiune. Peretele cilindrului este prevăzut cu o fereastră prin care trece o pîrghie cotită care transmite mișcarea de la piston la bielă și apoi la arborele motor central. La acest ambielaj numărul pieselor în mișcare este mai mare decît acela al unui ambielaj obișnuit, la un motor cu același număr de cilindri. Se remarcă forțele de inerție diferite datorită pieselor în mișcare și care ajung la turații ridicate de circa 2 000 rot/min la valori apreciabile.

Componentele rezultante — orizontală și verticală — ale forțelor de inerție variază în funcție de timp (fig. 3).

La acest motor forțele de inerție nu se pot echilibra complect datorită dispoziției și diversității pieselor ambielajului. Totuși forțele neechilibrate sînt relativ mici, reprezentînd circa 5,5 % din forța dată de presiunea maximă obținută în motor, chiar la un motor cu un singur cilindru.

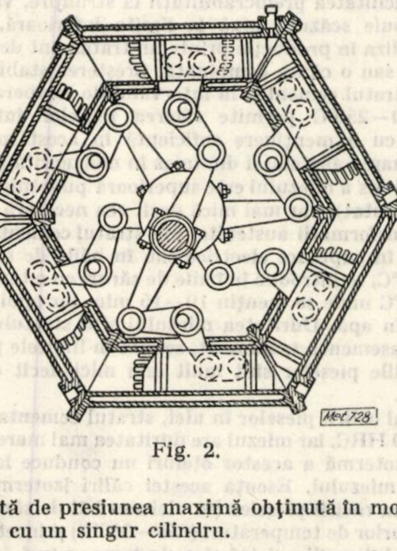


Fig. 2.

Datorită faptului că baleiajul din camera de ardere centrală este diferit de cel din camerele de ardere exterioare, puterea motorului nu este egală la cele trei camere de ardere, camera de ardere centrală cu spălare în echicurent fiind mai bine utilizată. La această construcție s-au obținut presiuni medii efective de 5,2—5,5 kgf/cm². Pentru o presiune medie efectivă de 5,5 kgf/cm² la 2 400 rot/min, se obține o putere de 115 CP/cilindru.

La acest tip de motor experimental posibilitățile de sporire a puterii nu sînt încă epuizate. Calculele și experiențele de pînă acum au arătat că dezvoltarea motorului cu pistoane opuse cu dublu efect se bazează în ansamblu pe premise tehnice sigure. În special, noua dispoziție cu trei camere de ardere într-un singur cilindru constituie un progres real față de motoarele clasice cu ardere internă.

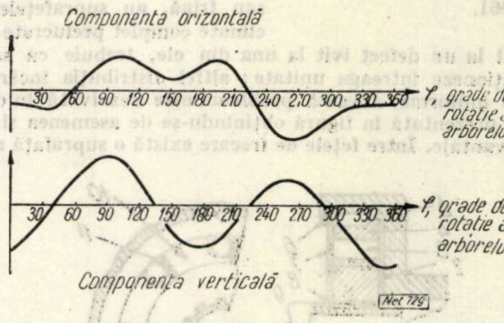


Fig. 3.

Astfel, puterea pe unitatea de volum reprezintă o creștere de 250 % față de motoarele obișnuite.

Suspensie pentru roata din față a automobilului. În: *Automobile Engineer*, noiembrie 1961.

Acest ansamblu de suspensie este în esență o construcție telescopică verticală care conține atît ulei ca mediu de amortizare cît și un gaz ca mediu elastic. Partea superioară a construcției *4* este fixată elastic pe șasiul vehiculului, iar partea inferioară *2* este prevăzută cu o articulație sferică *15* care se leagă de brațul *1*. Fuzeta *14* este fixată de partea inferioară *2*, care se poate roti în jurul axului de glisare în scopul conducerii vehiculului.

În interiorul cilindrului *2* un piston liber *3* este obligat să se deplaseze vertical; dedesubtul acestui piston se află mediul gazos elastic, iar deasupra uleiul de amortizare. Partea superioară a corpului *2* glisează în interiorul cilindrului *4*; în timpul cursei ascendente uleiul curge prin găurile plăcii frontale *13* care pot fi prevăzute cu supape pentru determinarea gradului de amortizare. În interiorul corpului *4* se află o tijă filetată care trece printr-o gaură din corpul șasiului *5*. Sistemul telescopic este fixat elastic de șasiu prin intermediul

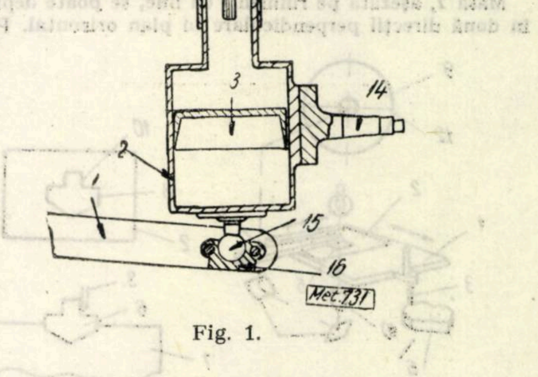


Fig. 1.

a două adaosuri de cauciuc *7* şi *8* şi a unei piuliţe *10*. Cilindrul poate fi prevăzut în partea superioară cu un orificiu *6* prin care se poate introduce ulei (fie pentru completarea pierderilor, fie pentru variaţia înălţimii vehiculului).

Sistem de roată liberă. În : *Automobile Engineer*, noiembrie 1961.

Construcţiile convenţionale de roată liberă pentru ambreiaj sau frînă, au suprafeţele înclinate complet prelucrate astfel încît la un defect ivit la una din ele, trebuie ca să se recondiţioneze întreaga unitate; altfel distribuţia încărcării nu este uniformă. Această problemă este rezolvată în construcţia prezentată în figură obţinîndu-se de asemenea şi alte două avantaje. Între feţele de frecare există o suprafaţă mare de contact. Partea de antrenare cuprinde partea exterioară 5. Partea antrenată *1* este fixată prin caneluri de inelul interior *8*, asigurarea axială efectuîndu-se prin două inele Seeger *9*. În canalul dintre cele două inele este dispus un număr de piese în formă de papuci mici *10*. Înălţimea acestui papuc în formă de L permite o funcţionare cu un joc radial în spaţiul respectiv. O rolă *3* este aşezată în cavitatea fiecărui papuc avînd axa paralelă cu axa inelelor, fiind obligată să stea pe suprafaţa înclinată a papucului şi în contact cu inelul exterior, datorită acţiunii unui resort slab *11*. Două discuri *2* şi *7* asigură întreg ansamblul contra deplasării axiale în corpul *5*, ele fiind reţinute de un inel elastic *6*. Atunci cînd partea de antrenare *5* se roteşte aşa de repede încît papucii se deplasează spre inelul exterior, datorită forţei centrifuge, nu există contact între papuci şi inelul interior.

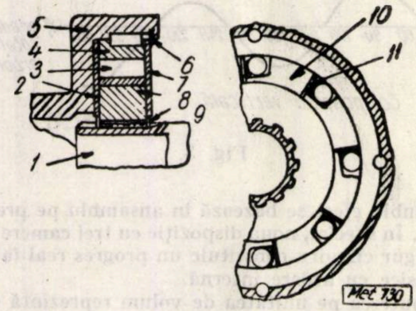


Fig. 1.

Aparat de proiecţie cu dispozitiv de copiere. În : *Dessin News*, nr. 11, 1961.

Aparatul de proiecţie cu dispozitiv de copiere, reprezentat în figură, a fost conceput pentru controlul pieselor cu o formă geometrică complexă, al căror profil nu poate fi proiectat direct pe un ecran.

Masa *1*, aşezată pe rulmenţi cu bile, se poate deplasa liber în două direcţii perpendiculare în plan orizontal. Pe partea superioară a mesei este fixată placa de sticlă *2* acoperită cu un strat de metal moale. Creionul de tatonare *3* în formă de bilă este legat rigid de masă. Deasupra mesei este fixată pîrghia *4* cu acul de diamant *5* pentru copierea profilului piesei-etalon *6*. Piesa se introduce în dispozitivul de fixare *7*. Conturul ei se obţine prin deplasarea manuală a creionului. La această operaţie masa se deplasează împreună cu creionul, iar acul de diamant trasează pe placa de sticlă conturul etalonului *8*. Grosimea reperului trasat este de numai *2* μ. Apoi pîrghia se depărtează, iar în locul etalonului se aşază piesa care se verifică, al cărui contur se trasează de asemenea cu creionul. În acest timp conturul etalonului se proiectează pe ecranul aparatului de proiecţie *9* cu ajutorul obiectivului *10* şi sistemului de oglinzi *11*. Pe ecran apare numai imaginea unui mic sector al conturului etalonului, deoarece cîmpul vizual al obiectivului este mic. În centrul ecranului este aplicată o circumferinţă, al cărei diametru este egal cu toleranţa pieselor înmulţită cu mărirea sistemului optic.

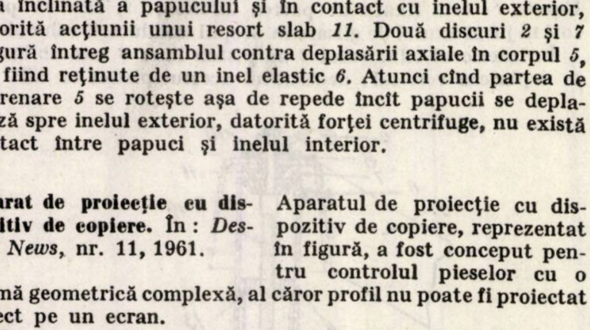


Fig. 1.

Dacă eroarea formei piesei măsurate nu depăşeşte limitele admisibile, imaginea reperului trasat *12* rămîne în limitele circumferinţei. Dacă însă reperul de pe ecran depăşeşte aceste limite, piesa este rebutată.

Tratamentul termic al oţelurilor de cementare 18XHBA şi 12X 2H4A. În : *Metallovedenie i termicescaia obrabotka metallov*, nr. 3,1962.

Cercetările în vederea stabilirii regimului optim de tratament termic la oţelurile de cementare au fost efectuate pe următoarele oţeluri : 18XHBA (C=0,14–0,21 %, Cr=1,35–1,65 %, Ni = 4,0 – 4,5 %, W = 0,8 – 1,2 %), 12X2H4A (C = 0,11 – 0,17 %, Cr = 1,25 – 1,75 %, Ni= 3,25–3,75 %) şi 12XH3A (C = 0,11 – 0,17 %, Cr = 0,6 – 0,9 %, Ni = 2,75 – 3,25 %). Trasîndu-se diagramele TTT atît pentru stratul cementat, cît şi pentru miezul necementat al acestor oţeluri s-a stabilit că în intervalul perlitic, cu creşterea conţinutului în C, stabilitatea austenitei oţelului 18XHBA este mai mică, pe cînd în oţelurile 12X2HA şi 12XH3A este cu puţin mai mare. În intervalul inferior de temperaturi (450–200°C), creşterea conţinutului în C, pînă la compoziţia eutectoidă, măreşte stabilitatea austenitei subrăcite în toate trei oţelurile studiate, adică descompunerea austenitei în stratul cementat va începe mai tîrziu decît în miezul piesei.

Avînd-se în vedere stabilitatea austenitei subrăcite, diferită în stratul cementat şi în miezul piesei, pieselor li se poate aplica, după cementare, o călire în trepte sau o călire combinată, tratamente care oferă unele avantaje faţă de călirea obişnuită. Oţelurile din care se fabrică piesele ce vor fi supuse cementării şi care au solicitări mari în exploatare trebuie să aibă o rezistenţă de 95–115 kgf/mm².

Oţelurile cercetate au în stare călită o rezistenţă de 120–150 kgf/mm², dar au o valoare minimă pentru rezilienţă. Pentru facilitatea prelucrabilităţii la strunjire, valoarea durităţii trebuie scăzută pînă la limita inferioară. Aceasta se poate realiza în producţie printr-un tratament de călire finală în trepte sau o călire combinată. Creşterea stabilităţii austenitei în stratul cementat în intervalul de temperaturi cuprins între 500–250°C permite răcirea pieselor într-un mediu izoterm, cu o menţinere suficientă în acest mediu pentru transformarea austenitei din miez în martensită (temperatura punctului Ms a miezului este superioară punctului Ms al stratului cementat), dar mai mică decît cea necesară pentru începutul transformării austenitei din stratul cementat. Piesele se încălzesc în cuptoare electrice sau în băile de săruri pînă la 800–830°C, se introduc în băile de săruri cu o temperatură de circa 250°C unde se menţin 10–15 min, iar apoi se răcesc în ulei sau în apă. Duritatea miezului şi a stratului cementat, după un asemenea tratament, se află în limitele prescrise, iar deformaţiile pieselor sînt mult mai mici decît după călirea obişnuită.

În cazul călirii pieselor în ulei, stratul cementat are o duritate de 60 HRC, iar miezul are duritatea mai mare de 41 HRC. Călirea izotermă a acestor oţeluri nu conduce la micşorarea durităţii miezului. Esenţa acestei căliri izoterme constă în accelerarea răcirii pieselor (în ulei sau băi de săruri) în intervalul superior de temperaturi (650–500°C) şi încetinirea răcirii în intervalul mediu şi inferior de temperaturi (450–150°C). Încetinirea răcirii în intervalul inferior de temperaturi provoacă o înmuiere a miezului, acele de martensită sau de bainită care se formează fiind supuse influenţei temperaturilor de menţinere relativ ridicate. În acelaşi timp, duritatea stratului cementat nu este micşorată deoarece în timpul menţinerii la această temperatură, acesta este încă austenitic, datorită stabilităţii mărite a austenitei, transformarea acesteia în martensită producîndu-se abia la răcirea ulterioară pînă la temperatura ambiantă. În acest fel se asigură o micşorare a durităţii miezului însoţită de o creştere a rezilienţei, asigurîndu-se o duritate ridicată pentru stratul cementat.

Pentru şarjele mai dure din oţelurile 18XHBA şi 12X 2H4A se poate aplica o călire combinată care permite obţinerea unor proprietăţi mecanice corespunzătoare şi în acelaşi timp o bună prelucrabilitate la strunjire şi o deformaţie minimă a pieselor.

Acest tratament constă în următoarele : subrăcirea austenitei stratului cementat pînă la 330—260°C ; la aceste temperaturi în miezul piesei se produce transformarea austenitei în martensită ; încălzirea piesei pînă la 560—580°C şi menţinerea la această temperatură pînă ce martensita din miez suferă o revenire ; răcirea ulterioară, finală, în timpul căreia austenita din stratul cementat se transformă în martensită.

Se recomandă următoarele regimuri de călire combinată :

1. Pentru oţelul 18XHBA — încălzire pînă la 820—840°C, răcire în aer, în ulei sau baie de săruri pînă la 260—330°C, o încălzire ulterioară pînă la 560—580°C cu o menţinere aici de 1—3 ore, răcire finală în ulei.

2. Pentru oţelul 12X2H4A — încălzire pînă la 830—850°C, răcire în ulei sau în băi de săruri pînă la 230—260°C, o reîncălzire la 500°C cu o menţinere mai puţin de o oră, răcire finală în ulei.

Călirea combinată se poate aplica pieselor cementate, din acele oţeluri care au o stabilitate a austenitei suficient de mare în intervalul de temperaturi cuprinse între 450 şi 600°C. Ea asigură o duritate corespunzătoare, o rezistenţă întrucîtva mai mică, dar o rezilienţă mai mare, în comparaţie cu călirea obişnuită.

Tratamentele termochimice ale oţelurilor. D. Bressard, C.N.A.M. În : *La Métallurgie et la Construction Mécanique*, nr. 1 şi 2, 1962.

Tratamentele în timpul cărora variază nu numai temperatura ci şi compoziţia chimică a oţelului, modificarea compoziţiei chimice fiind numai a stratului de la suprafaţa pieselor, permit obţinerea unor proprietăţi diferite la suprafaţă şi în miezul piesei. Actualmente, tratamentul termochimic — cementarea — se realizează prin difuziunea pe o adîncime mică a elementelor convenabil alese (C, N, S, Cr, Al, Si, Zn etc.) pentru a obţine valori corespunzătoare de duritate, uzură, coeficienţi de frecare, rezilienţă etc.

În articol se indică condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească elementele alese pentru cementare, avantajele şi dezavantajele mediilor folosite pentru cementare (gazoase, lichide, solide), condiţiile pe care trebuie să le îndeplinească oţelul pentru a fi apt de tratament termochimic cu unul sau mai multe elemente consecutive din cele indicate. Se dau reţete, condiţiile de tratament, unele caracteristici mecanice pentru stratul superficial şi miezul piesei tratate, în condiţii diferite.

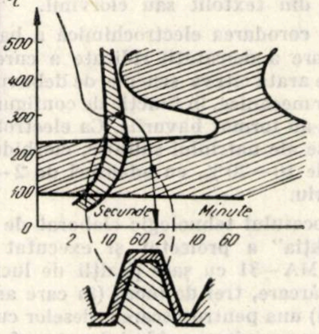


Fig. 1.

Printre alte exemple se dă tratamentul termic complet (fig. 1) pentru roţile dinţate din oţel, cu următoarea compoziţie chimică : C = 0,20 % ; Mn = 0,50 % ; Ni = 1,3 % ; Cr = 0,9 % al cărui conţinut în carbon al stratului cementat ajunge la 1,05 %. Pe baza cunoaşterii diagramelor TTT pentru compoziţia chimică a oţelului iniţial şi a oţelului cementat, s-a putut stabili cu precizie schema tratamentului termic care constă din : cementare la 925°C un timp suficient pentru a se asigura conţinutul de carbon pe adîncimea necesară, răcirea în baie de săruri sau metale topite la 275—300°C cu menţinere timp de cîteva minute, urmată de o răcire lentă sau de la 925°C, răcirea în băi de ulei cald la 150—180°C timp de cîteva minute după care urmează răcirea lentă.

După acest tratament, la suprafaţă se obţine duritatea stratului superficial egală cu 700 HV ; *R* = 250 kg ; *K* = 0, iar în centrul piesei (pe materialul necementat) duritatea este egală cu 180 HV ; *R* = 60 kg ; *K* = 20.

Lagăre cu ungere gazoasă pentru turaţii foarte înalte. S. A. Steinberg. În : *Stanki i Instrument*, nr. 3, 1962.

În articolul „Arbori electrici pe lagăre cu ungere gazoasă şi experienţa exploatării lor", S. A. Steinberg arată că Institutul de Cercetări E.N.I.M.S. a elaborat o gamă de şase tipuri de arbori de şlefuit la turaţii foarte înalte de lucru (între 48 000 şi 144 000 rot/min).

Arborii acţionaţi de motoare asincrone în scurtcircuit, alimentate cu curent trifazic de frecvenţă ridicată la tensiunea de 220 V, au caracteristicile tehnice arătate în tabela 1.

Tabela 1

Tipul	Viteza sincronă de rotaţie, rot/min	Frecvenţa curentului trifazic, Hz	Puterea utilă, kW	Diametrul fusului arborelui, mm
A 48—22	48 000	800	2,0	32
A 48—22 A	48 000	800	0,7	32
A 72—20	72 000	1 200	0,5	22
A 96—30	96 000	1 600	0,3	16
A 120—40	120 000	2 000	0,15	12
A 144—51	144 000	2 400	0,15	12

Din punct de vedere constructiv (fig. 1) arborele *1*, cu rotorul electromotorului *2* presat pe el, se roteşte în lagărele *3* cu ungere gazoasă. Sarcina axială a arborelui este preluată de perna de aer formată între partea frontală a arborelui şi crapodina *12*, către care este împins de presiunea aerului de ventilare introdus prin orificiul *14*.

Aerul care serveşte ca lubrifiant, comprimat şi trecut printr-un filtru, se introduce prin ştuţul *9* în camera *1*, de unde prin canalul *10* şi canelura circulară *8*, trece în canalul *7* şi camera *6* a lagărului. Din camera *6* aerul trece în interstiţiul de ungere al lagărului.

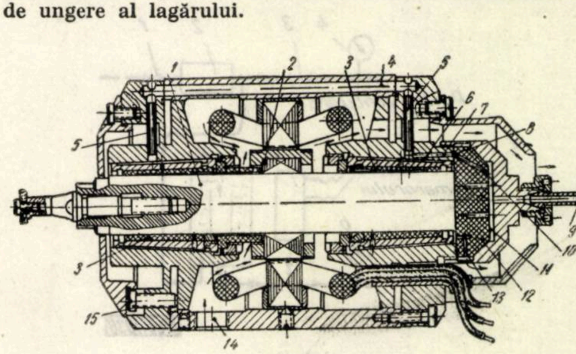


Fig. 1.

Conducerea aerului spre lagărul stîng al arborelui se face prin intermediul tuburilor *5* şi al găurilor *4* din corpul ansamblului. Aerul utilizat în lagăr şi crapodină se elimină prin canalele *13*.

Perna de aer din interstiţiul de ungere al capotei se formează din aerul comprimat, care trece din camera *11* prin corpul crapodinei, executat din grafit poros.

Lagărul (fig. 2) constă din bucşa de bronz *1*, în care se presează cuzineţii *2*, din grafit poros, ce se impregnează în

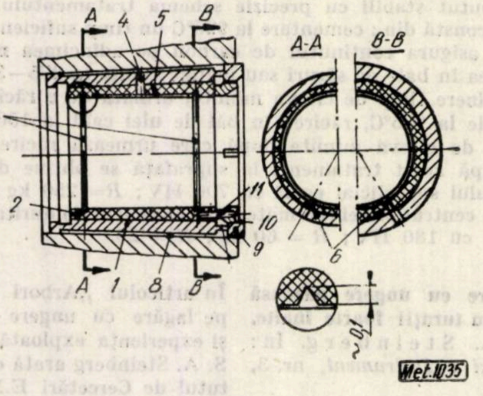


Fig. 2.

prealabil cu bronz pentru astuparea porilor. Pe suprafaţa interioară a cuzinetului sînt practicate două canaluri circulare *3* şi unul longitudinal *5*. În canalurile *3* aerul ajunge prin găurile *6*, iar în canalul *5* prin găurile *4*.

Condiţia necesară pentru funcţionarea normală a arborelui constă în asigurarea coaxialităţii lagărelor. Abaterea de la coaxialitate nu trebuie să treacă de 2—3 μ. Această cerinţă se asigură relativ simplu.

Suprafaţele de lucru ale cuzineţilor se prelucrează independent una de alta, iar coincidenţa axelor lor se asigură printr-o simplă reglare la montaj cu ajutorul şuruburilor *15* (fig. 1).

Aerul comprimat pentru ungere şi ventilare trece printr-o instalaţie de filtrare (fig. 3). În această instalaţie aerul, venind din reţea prin robinetul *1*, se bifurcă după trecerea prin filtrul centrifugal *2*. Pe rama aerului pentru ventilare, presiunea — indicată de manometrul *4* — este limitată la 0,5—1,0 kg/cm^2, cu ajutorul robinetului de reglare *3*. Aerul pentru ungere parcurge o filtrare suplimentară în filtrul cu vată de sticlă *5*. Manometrul *6* arată presiunea aerului pentru ungere, care trebuie să fie 3—6 kgf/cm^2, pentru o funcţionare normală a lagărelor. În caz de cădere a presiunii sub 3 kgf/cm^2, electromotorul arborelui este întrerupt automat de releul de presiune *7* inclus în circuitul electric al bobinei demarorului.

Consumul de aer pentru răcire este de 6—25 m^3/h (în funcţie de puterea motorului, iar cel al aerului pentru ungere de circa 1 m^3/h. Înainte de pornirea electromotorului, se

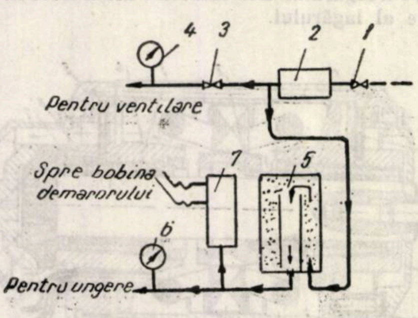


Fig. 3.

deschide robinetul *1*, iar aerul începe să circule pentru ungerea lagărelor şi ventilare. Între suprafeţele de lucru ale arborelui, cuzineţilor şi crapodinei, se formează perne de aer datorită cărora frecările şi uzurile sînt înlăturate; de aceea, după pornirea electromotorului, rotorul ajunge la turaţia de lucru în numai 5—10 s.

În articol se arată că lagărele pe cuzineţi cu ungere gazoasă rezolvă radical problema maşinilor cu turaţii de lucru foarte înalte. Dacă limita admisă a vitezei periferice pentru lagărele pe rulmenţi este de 30 m/s pentru lagărele cu ungere gazoasă, aceasta poate trece de 100 m/s, pentru sarcini mai mari de 5 kgf/cm^2 de suprafaţă a proiecţiei cuzinetului.

O altă caracteristică importantă menţionată este durata mare de exploatare a lagărelor cu ungere gazoasă. După 3 000—5 000 ore de folosinţă, este necesară numai o rectificare a conicităţii lagărelor. În condiţii similare de lucru, lagărele pe rulmenţi nu rezistă la o funcţionare mai îndelungată de 80—100 ore.

Debavurarea electrochimică a pieselor metalice. C. V. Kolner, I. I. Moroz şi I. P. Harlamov. În: *Stanki i Instrument*, nr. 4, 1962.

În ultimul timp metodele de prelucrare a metalelor bazate pe utilizarea directă a energiei electrice cunosc o răspîndire rapidă, datorită avantajelor unanim cunoscute: randament şi productivitate ridicată, lipsa sculelor supuse uzurii, simplitatea utilajelor.

Prelucrarea electrochimică a metalelor, care constă în disocierea anodică în electroliţi sub acţiunea curentului continuu, este abordată de Institutul de Cercetări ENIMS, în varianta folosirii ei pentru debavurarea pieselor metalice.

Principiul de bază al metodei elaborate (fig. 1) constă în faptul că se pompează electrolitul în interstiţiul format între suprafaţa de lucru a catodului *1* şi partea cu bavuri *4* a piesei *3* ce se debavurează. Restul suprafeţei catodului se izolează cu izolaţia *2* din textolit sau clorvinil.

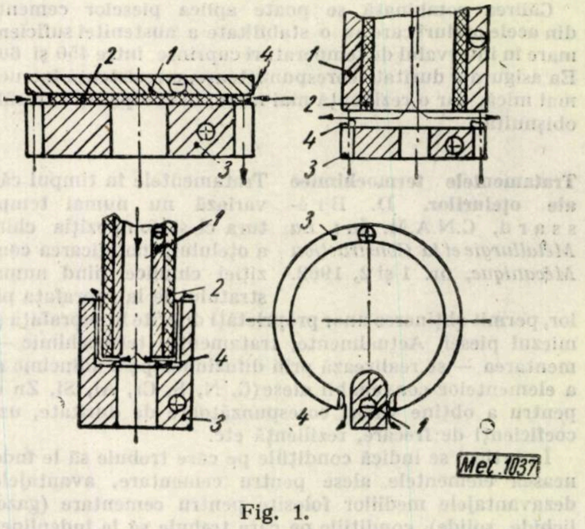


Fig. 1.

În acest fel corodarea electrochimică a bavurilor decurge rapid ca urmare a densităţii ridicate a curentului electric. În figura 1 se arată cîteva scheme de debavurare electrochimică a pieselor mecanice, în funcţie de configuraţia piesei şi de locul în care s-au format bavurile. Ca electroliţi se utilizează soluţiile apoase ale natriului sulfuric, clorhidric sau azotic în concentraţie de 10—20%, cu adaosuri de 2—3% acetat sau citrat de natriu.

Pe baza procesului tehnologic elaborat de ENIMS, Uzina „Stankonstrukţia" a proiectat şi executat semiautomatul electrochimic MA—31 cu şase poziţii de lucru: una pentru încărcare-descărcare, trei de lucru (în care are loc corodarea electrochimică) una pentru uscarea pieselor cu aer comprimat şi ultima pentru pasivizarea chimică a suprafeţelor prelucrate.

Semiautomatul este dotat cu un redresor de curent continuu de 600 A la tensiunea de 20 V. Pomparea electrolitului la catozi este asigurată de o pompă obişnuită cu debitul de 90 l/min.

Semiautomatul poate lucra individual sau intercalat în linii tehnologice automate şi este destinat pentru debavurarea celor mai diferite piese (roţi dinţate, discuri, table, flanşe etc.) cu diametre pînă în 200 mm şi înălţimi pînă în 100 mm.

Durata ciclului de prelucrare poate fi reglată între 15 s şi 2 min, în funcţie de mărimea bavurilor. Pot fi debavurate piese confecţionate din cele mai diferite aliaje metalice. De obicei o dată cu îndepărtarea bavurilor are loc şi o rotunjire a muchiilor debavurate.

Suspensie hidropneumatică. În: *Belgique Automobile*, nr. 11, 1961.

Firma Armstrong a construit un nou sistem de suspensie Air Spring prin care se elimină resoartele lamelare, resoartele spirale sau barele de torsiune precum şi amortizoarele. Acest sistem fiind fixat pe şasiu, se obţine o mai bună repartiţie a greutăţilor suspendate şi nesuspendate şi o reducere a greutăţii vehiculului.

O suspensie pneumatică prezintă următoarele avantaje: prin folosirea aerului izolează vehiculul de şocuri datorită drumului şi se elimină fenomenele secundare ca frecările între lamele resortului sau vibraţiile spirelor arcurilor spirale; în afară de aceasta se poate obţine o distanţă permanentă de la sol pentru orice încărcare a vehiculului.

Noul sistem de suspensie hidropneumatică se montează direct pe fiecare roată.

Mecanismul funcţionînd ermetic închis, în ulei, este ferit de praful drumului, de îngheţ şi nu se uzează.

Acest aparat se montează pe osia roţii (fig. 1).

Suspensia hidropneumatică (fig. 2) este compusă dintr-un sistem de biele ale cărui braţe *1* şi *2* sînt articulate în *3*, braţul *1* pe care sînt montate camele fiind montat pe arborele de comandă *5*.

Arborele *5* este comandat din exterior printr-o pîrghie sau un sistem de pîrghii articulate pe un element nesuspendat al vehiculului.

Cama *6* (secţiunea *P-P*) acţionează o valvă-pompă *8*, iar cama *7* (secţiune *R-R*) acţionează supapa de decompresiune *9*.

Braţul *2* este legat la un piston *10* aşezat în cilindrul *11*; capătul acestui cilindru este prevăzut cu două supape concentrice *12*, numite supape de amortizare care permit comunicarea între cilindrul *11* şi camera *13* dintre cilindru şi o membrană de cauciuc *14*.

Sistemul de biele *1—2* este închis într-o cameră *15* formată dintr-un carter *16*, o membrană de cauciuc *17* şi una din feţele pistonului *10*.

De fapt acest aparat, aşezat într-un carter anterior ermetic închis, conţine o cameră interioară limitată de două membrane şi această cameră care este plină cu ulei este şi ea împărţită în două părţi, care nu pot comunica între ele decît prin două treceri controlate; supapa-pompă *8* pentru a aduce uleiul din camera *15* de joasă presiune în camera *13* de înaltă presiune şi supapa *9* care permite trecerea inversă.

Carterul *16* este închis în partea stîngă prin capacul *18* şi între acest capac şi membrana *17* există o cameră ermetic închisă plină cu azot (în partea dinspre joasă presiune).

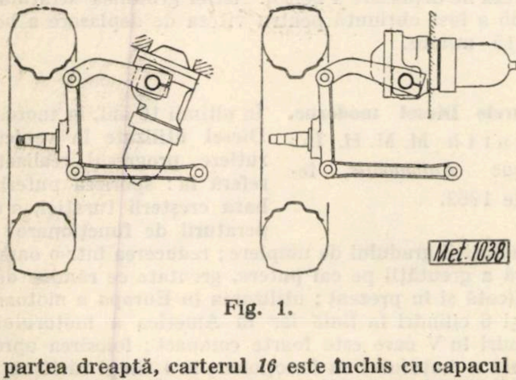


Fig. 1.

În partea dreaptă, carterul *16* este închis cu capacul *20* şi ca şi în partea stîngă între acest capac şi membrana elastică *14* există o cameră ermetic închisă *21*, plină cu azot (în partea de înaltă presiune).

Aparatul funcţionează astfel: la oprire, greutatea vehiculului este suportată de azotul sub presiune din camera *21*, prin intermediul sistemului de biele *1—2*, al pistonului *10* şi al uleiului conţinut (la aceeaşi presiune ca şi gazul) în cilindrul *11* şi camera *13*. Atunci cînd partea nesuspendată a vehiculului se apleacă (arborele *5* se roteşte în sensul acelor unui ceasornic), pistonul *10* împinge o parte din uleiul din cilindrul *11* către camera *13* printr-una din supapele *12*; prin aceasta rezultă o mărire a presiunii şi o micşorare a volumului camerei *21* şi în acelaşi timp în camerele *15* şi *19* presiunea scade.

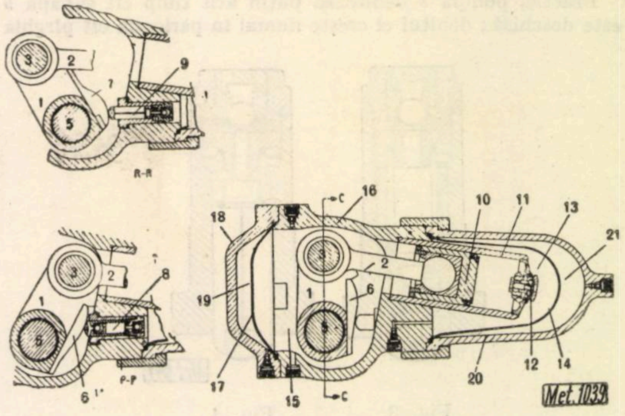


Fig. 2.

Trecerea unei cantităţi de ulei mai mică sau mai mare (după mărimea şocului) prin supapele *12* va încetini deplasarea pistonului şi deci va frîna deplasarea în sus a roţii.

În acest moment, gazul va fi supracomprimat în camera *21* şi va avea tendinţa să se destindă. În acelaşi timp, poziţia braţului *1* va face ca pompa *8* să injecteze o cantitate de ulei sub presiune în camera *13* cu tendinţa să pătrundă în cilindrul *11* pentru a respinge pistonul *10*. Trecerea din camera *13* în cilindrul *11* fiind frînată de supapa *12*, coborîrea roţii va fi asigurată cu frînarea necesară aderenţei ei permanente pe sol.

Laminarea în aceste treceri a uleiului incompresibil va asigura o frînare a mişcărilor osiei în cele două sensuri, frînare proporţională cu intensitatea şocului.

Corectarea poziţiei vehiculului. Această suspensie este prevăzută cu un dispozitiv automat de corectare a poziţiei, asigurată de pompa *8* şi supapa *9*. O mărire a încărcăturii vehiculului va coborî bineînţeles nivelul podelei, rotind arborele *5* şi bielele *1* şi *2* astfel încît pistonul *10* se apropie de capătul cilindrului *11*. Mişcarea bielei *1* provoacă însă deschiderea supapei-pompă *8* de către cama *6* şi pătrunderea uleiului în camera *13*; o parte din acest ulei pătrunde în cilindrul *11* printr-una din supapele *12* şi tinde să respingă pistonul, adică să aducă podeaua la nivelul ei normal.

Dacă, în loc să se coboare, podeaua se ridică, biela se va roti în celălalt sens şi pistonul *10* va coborî în cilindru, mărind presiunea din camera *15*; în timpul acestei deplasări braţul *1* va deschide supapa *9*, deci o anumită cantitate de ulei trece din camera cu presiune înaltă în camera cu presiune joasă mărind presiunea în această cameră şi restabilind poziţia vehiculului.

Funcţionarea supapei-pompă 8 şi a supapei *9*. Supapa-pompă *8* (fig. 3) este prevăzută cu două supape cu bile iar supapa *9* (fig. 4) este o simplă supapă cu bile, acţionată cu ajutorul unui împingător.

Atunci cînd suspensia se încovoaie (arborele *5* se roteşte în sensul acelor unui ceasornic) pîrghia *1* acţionează prin cama *6*, supapa-pompă *8*, împingînd în sus pistonul plonjor; astfel supapa inferioară se închide şi uleiul conţinut în corpul pompei este împins — prin supapa superioară — către ca- camera *13*; în această cameră ca şi în camera plină cu azot *21* presiunea creşte.

Profilul camerei *6* este astfel încît supapa-pompă *8* să fie permanent în acţiune, atît timp cît suspensia joacă. Această pompă debitează deci permanent în camera *13* şi — datorită acestui fapt — este nevoie de un organ de decomprimare, supapa *9*.

Atunci cînd tija împingătoare a acestei supape este ridicată de către cama *7*, uleiul poate să treacă din nou din camera 13 în camera *15* printr-un canal prevăzut în lungul tijei.

Practic, pompa *8* debitează puţin atît timp cît supapa *9* este deschisă; debitul ei creşte numai în perioada cît pîrghia *1* revine din poziţia „întoarcere" în poziţia neutră de echilibru static al vehiculului, perioadă care corespunde cu închiderea supapei *9*.

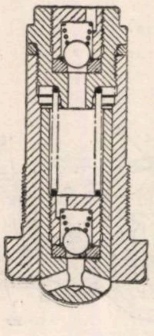


Fig. 3.

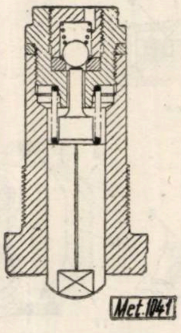


Fig. 4

Canalul practicat în lungul tijei supapei de decomprimare are secţiune relativ redusă, deci restabilirea poziţiei vehiculului cere un oarecare timp, ceea ce este necesar pentru a asigura echilibrul vehiculului în curbe.

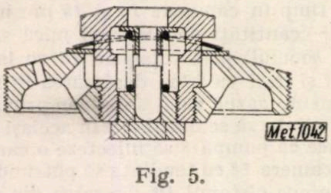


Fig. 5.

De altfel corecţia poziţiei nu este importantă, deoarece suspensia nu coboară atunci cînd vehiculul este imobilizat.

Funcţionarea mecanismului amortizor. Această suspensie este prevăzută şi cu un mecanism amortizor compus din pistonul *10* (acţionat de pîrghia *2*), din cilindrul *11* şi din supapele *12* (fig. 5), înşurubate în capul cilindrului *11*.

Supapa centrală se deschide atunci cînd suspensia revine în poziţia iniţială. În stare de repaos este presată pe scaunul ei de către un resort spiral; ea se deschide sub acţiunea măririi presiunii în camera *13* şi permite uleiului să împingă pistonul în jos, frînînd în acelaşi timp trecerea lui.

Cea de a doua supapă aşezată concentric cu prima, este menţinută pe scaunul ei de către un resort în formă de disc convex. Ea se deschide în timpul încovoierii suspensiei pentru a lăsa uleiul să circule din camera *11* în camera *13*. Aceste două supape sînt astfel calculate încît amortizarea să fie mai puternică în timpul revenirii în poziţia iniţială decît în timpul şocului. Capătul cilindrului *11* este prevăzut cu un orificiu de echilibrare a presiunii uleiului din cilindru şi din camera *13* atunci cînd vehiculul stă pe loc.

Acoperirea oţelului cu aluminiu. În: *Metal Industrie*, nr. 10, 1961.

Pentru a îmbina proprietăţile oţelurilor cu însuşirile anticorosive ale aluminiului, Institutul Britanic de Cercetări Ştiinţifice în domeniul fontei şi al oţelului, a elaborat metoda electroforetică de acoperire a oţelurilor cu aluminiu. Spre deosebire de alte procedee, această metodă asigură acoperiri ce se pot deforma, fiind astfel rezistente la prelucrări ulterioare în piese.

Pe scurt, metoda constă din depunerea electroforetică pe suprafaţa unei benzi de oţel a prafului de aluminiu, îndesarea prafului depus într-un strat dur prin presare, iar apoi încălzirea şi tratarea termică a benzii pentru obţinerea unei adeziuni durabile între acoperire şi metalul de bază.

Proprietăţile suprafeţei benzii de oţel influenţează foarte puţin calitatea acoperirii, singura condiţie prealabilă constînd numai într-o degresare.

În figura 1 se arată instalaţia pentru obţinerea acoperirii de aluminiu după metoda propusă.

Pentru aplicarea acoperirii, banda de oţel trece prin bazinul de depunere *5*, în care se găseşte praf de aluminiu sub formă de suspensie într-un amestec de alcool metilic denaturat, alcool etilic, apă şi electrolit. Pentru a se preveni depunerea prafului de aluminiu, are loc o circulaţie continuă a suspensiei între bazinul de depunere *5* şi rezervorul *2*.

Sub acţiunea cîmpului electric, care se formează între banda de oţel în mişcare şi anozii de aluminiu montaţi în pereţii bazinului *5*, praful de aluminiu este dirijat spre suprafaţa benzii de oţel, pe care se depune într-un strat uniform. Apoi banda trece prin cuptorul *4*, în care are loc uscarea stratului de aluminiu depus. Cuptorul este prevăzut cu o ventilaţie forţată, pentru a se preveni formarea unei concentraţii explozive de vapori de alcool.

Pentru îndesarea stratului depus, banda este trecută prin presa cu role *7* şi supusă la o presiune relativ redusă.

Felul prelucrării suprafeţei rolelor de îndesare determină caracterul suprafeţei stratului de acoperire. Rolele cu suprafaţa netedă imprimă stratului de aluminiu un luciu metalic-oglindă; rolele cu suprafaţa aspră imprimă asperităţile stratului îndesat care devine mat.

În timpul procesului de depunere electroforetică, banda de oţel se desfăşoară continuu de pe bobina *1* şi se înfăşoară pe tamburul *8*. Rolele *3*, *6* şi *9* sînt role de dirijare a benzii, rola *9* fiind în acelaşi timp şi rolă de contact electric.

Adeziunea stratului depus este mărită prin tratament termic. În acest scop, bobina metalică înfăşurată pe tamburul *8* este introdusă într-un jug magnetic în care are loc o încălzire înceată pînă la temperatura de 500°C, urmată de o răcire înceată. Procesul de tratare termică poate fi condus uşor electric, deoarece bobina metalică are rolul înfăşurării secundare în scurtcircuit a unui transformator.

S-au acoperit cu aluminiu benzi de oţel late de 127 mm şi cu grosimi între 0,254 şi 0,635 mm. Grosimea stratului de aluminiu depus a variat între 0,0381 şi 0,00635 mm, în funcţie de viteza de deplasare a benzii. Astfel grosimea stratului de 0,00635 a fost obţinută pentru viteza de deplasare a benzii de 9,15 m/min.

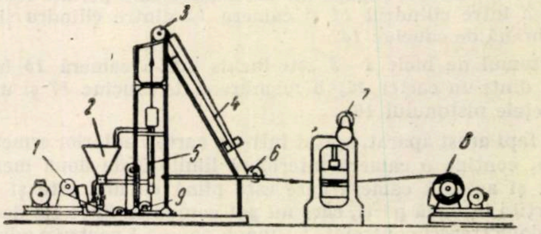


Fig. 1.

Motoarele Diesel moderne. Howarth M. M. H. În: *Belgique Automobile*, februarie 1962.

În ultimii 10 ani, la motoarele Diesel utilizate la vehiculele rutiere, progresul realizat se referă la: sporirea puterii pe baza creşterii turaţiei, a temperaturii de funcţionare şi a îmbunătăţirii gradului de umplere; reducerea într-o oarecare măsură a greutăţii pe cal putere, greutate ce rămîne destul de ridicată şi în prezent; utilizarea în Europa a motoarelor cu 4 şi 6 cilindri în linie iar în America a motorului de 8 cilindri în V care este foarte compact; folosirea aproape generală a motorului cu funcţionare în 4 timpi răcit cu apă.

La un vehicul rutier spaţiul disponibil sub capotă este limitat şi instalarea unui motor Diesel de 4 sau 6 cilindri în linie pe un camion, autobuz sau turism provoacă o mărire a lungimii totale a motorului. În cazul unui motor prevăzut cu cămăşi uscate lungimea motorului se poate reduce la minimum. În acest caz cămăşile trebuie confecţionate din oţel cromat în interior. În acest caz se poate obţine ca distanţa între axele cilindrilor să nu depăşească 1—2 ori alezajul. Cămăşile umede simplifică turnarea blocului dar lungimea totală a motorului se măreşte.

Alegerea raportului cursă-alezaj optim constituie o problemă dificilă deoarece depinde de numeroşi factori.

Pentru motoarele mici cu camere de ardere reduse, forma superpatrată este defavorabilă pentru o bună ardere deoarece atunci cînd pistonul ajunge la punctul mort superior o mare cantitate de aer rămîne în afara camerei şi conduce la o creştere a lungimii totale a motorului. În aceste cazuri se indică ca optim un raport subpatrat de 1,2. Pentru motoarele mai mari şi eventual realizate în V forma superpatrată s-a dovedit foarte bună.

Utilizarea a patru supape (două de aspiraţie şi două de evacuare) nu este indicată pentru motoarele al căror alezaj este mai mic de 140 mm, din cauza unor mari complicaţii la distribuţie şi a îmbunătăţirii reduse a gradului de umplere. La motoarele cu performanţe ridicate se poate utiliza o supapă de aspiraţie şi două supape de evacuare alăturate la fiecare cilindru.

Se poate de asemenea mări diametrul supapelor chiar pînă la depăşirea alezajului, soluţie ce impune folosirea blocurilor de cilindri fără cămăşi sau cu cămăşi de formă specială.

Sistemul de comandă al distribuţiei cu : ax cu came, tije împingătoare, tacheţi şi culbutori, cu toate că are o utilizare generală, devine neeconomic la motoarele mici cu turaţii ridicate de 4 000—5 000 rot/min.

Ţinînd seama că în aceste cazuri timpul de ridicare a supapelor este foarte redus iar înălţimea de ridicare suficient de mare, se indică utilizarea axului cu came în cap cu toate că costul acestei soluţii este mai ridicat.

Solicitările termice. Cu toate că motoarele răcite cu aer prezintă o serie de avantaje, acest sistem de răcire atrage după sine două dezavantaje importante : randament volumetric redus, datorită temperaturii interioare mai ridicate şi lungime mai mare a motorului ; datorită prezenţei aripioarelor de răcire acest dezavantaj poate fi înlăturat printr-o dispunere în V a cilindrilor.

Dat fiind că sînt necesare motoare cu un randament volumetric mai ridicat şi mai compacte se impune orientarea generală spre motoarele răcite cu apă.

La un motor răcit cu apă chiulasa prezintă cele mai mari greutăţi din punct de vedere al solicitărilor termice. Această problemă se complică o dată cu creşterea puterii specifice a motoarelor.

Utilizarea chiulaselor din aluminiu este indicată la motoarele mici dacă se ţine seama de conductibilitatea termică mare a acestui material. La motoarele mari însă utilizarea aluminiului prezintă două dezavantaje : coeficient de dilatare mare şi pierderea rezistenţei mecanice la temperaturi mai mari de 350°C. Aşa se explică de ce cea mai mare parte a chiulaselor sînt confecţionate şi în prezent din fontă.

La puteri specifice mari fonta prezintă şi ea un mare dezavantaj şi anume acela că suprafaţa brută a fontei în contact cu lichidul de răcire frînează în mod considerabil evacuarea căldurii. Pentru a reduce acest dezavantaj, aceste suprafeţe ar trebui prelucrate ceea ce este foarte greu şi în unele cazuri chiar imposibil. Un rezultat bun se obţine prin prelucrarea părţilor care constituie aşa-zisele ,,puncte calde'' care este posibilă în cazul unei construcţii corespunzătoare a chiulasei. Încercările întreprinse pînă în prezent în acest domeniu au dus la rezultate surprinzătoare scăzînd abaterea de temperatură de contact fontă-apă şi o dată cu aceasta reducerea nivelului termic al motorului. Pentru acţionarea răcirii se reduce la minimum grosimea pereţilor cuprinşi între camera de ardere şi lichidul de răcire. În vederea obţinerii prin turnare a unor pereţi subţiri se utilizează turnarea chiulasei în cochilă.

Pentru răcirea cămăşilor de cilindri lichidul de răcire este dirijat înspre gulerul cu care sînt prevăzute cămăşile, care constituie o mare aglomerare de material.

La motoarele cu puteri specifice mari, grosimea capului pistonului şi a greutăţilor este mare fiind necesară răcirea lor cu ulei. Acest sistem de răcire simplu şi eficace se aplică cu succes la motoarele mari pentru tracţiunea feroviară.

Greutatea. În vederea reducerii greutăţii motoarelor Diesel, se indică următoarele măsuri :

— Îmbunătăţirea randamentului.

— Ridicarea rezistenţei materialelor utilizate precum şi un studiu mai aprofundat al solicitărilor mecanice cu scopul de a reduce coeficienţii de siguranţă.

— Utilizarea aliajelor uşoare care se pot prelucra cu mare precizie. Cu toate că în prezent se fabrică anumite produse pentru motoare din aliaje uşoare mai există totuşi un mare număr de piese fabricate din fontă. Reducerea greutăţii pe această cale ar putea ajunge la 50 %. În cazul înlocuirii fontei cu aliaje uşoare în construcţia blocului de cilindri şi a chiulasei reducerea greutăţii motorului este de 21 %.

Generalizarea chiulasei de aluminiu la motoarele mici, deşi duce la o reducere apreciabilă a greutăţii, nu s-a putut face datorită complicaţiilor de fabricaţie şi a condiţiilor termice mai severe decît acelea existente în cazul utilizării fontei.

De asemenea blocul de cilindri confecţionat din aluminiu este mai uşor dar mai greu de fabricat.

În prezent, s-a ajuns şi la motoarele Diesel mici de circa 1,8 l cilindree şi 50 CP la greutăţi de 3,5 kg/CP. În viitor se prevede o reducere la circa 2,3 kg/CP.

Randamentul. Randamentul motoarelor Diesel rapide actuale este destul de ridicat. O sporire în continuare a randamentului, deşi destul de greu de realizat, se poate face totuşi prin utilizarea unor camere de ardere de construcţie nouă sau prin îmbunătăţiri aduse celor existente.

Dificultăţi mari apar datorită timpului extrem de scurt în care trebuie să se facă injecţia de combustibil şi arderea lui. De exemplu, la un motor în patru timpi cu o turaţie de 3 000 rot/min, un ciclu complet ce se desfăşoară la două ture, respectiv 720°, nu durează mai mult de 40 miimi de secundă ; timpul disponibil pentru injecţie fiind de 1,1 miimi de secundă, iar cel pentru ardere de 1,4 miimi de secundă. Rezultă că injecţia şi arderea au o durată de circa 2 miimi de secundă ceea ce înseamnă 36° în rotaţia arborelui motor.

Stabilirea punctului mort prezintă importanţă pentru îmbunătăţirea randamentului. Pentru a avea un bun randament degajarea de căldură în timpul arderii trebuie să fie terminată la 15° după punctul mort superior, cu toate că arderea continuă pînă la 100° după punctul mort superior, lucru ce se traduce prin fum la eşapament. Acest lucru presupune ca o mare cantitate de combustibil să fie injectată în camera de ardere înainte de aprindere ceea ce duce la o ardere necontrolată, ce se traduce prin creşterea rapidă a presiunii şi zgomote mari, dificultăţi ce trebuie încă remediate la motoarele Diesel.

Pentru anumite camere de ardere controlul arderii se poate face prin :

— injecţia ,,pilot'' care dă dificultăţi în menţinerea unei cantităţi stabile pentru o gamă largă de încărcări şi viteze ;

— injecţia pe pereţii camerei de ardere a unei cantităţi de combustibil care arde mai lent. Această soluţie se foloseşte la motoarele policombustibile asigurînd un control al arderii ; nu se poate însă efectua o ardere completă la toate încărcările şi vitezele ceea ce se traduce prin fum la sarcini parţiale.

În concluzie se poate spune că controlul riguros al vitezei de ardere nu este realizat. În prezent se fac încercări pentru determinarea influenţei anumitor factori prin fotografierea flăcării ce trece prin faţa unei ferestre practicate în chiulasă. În acelaşi timp se studiază şi influenţa turbulenţei aerului în timpul arderii.

Alte probleme specifice motoarelor Diesel. Pentru a spori puterea unui motor se ridică turaţia lui. În vederea obţinerii unei arderi bune este necesară creşterea presiunii maxime din cilindru, ceea ce atrage obligativitatea unor organe mai robuste deci mai grele care vor mări pierderile prin frecări.

O turbulenţă pronunţată a aerului duce la pierderi calorice mari, care cresc cu viteza şi consumă suplimentul de putere obţinut prin sporirea turaţiei.

De aceea este greu să se obţină la motoarele Diesel rapide o turaţie de 4 500—5 000 rot/min. Utilizarea supraalimentării prin turbocompresoare duce la o creştere a puterii de 30 %

față de motoarele cu alimentare normală (poate fi considerată ca o reducere a greutății față de un motor nesupraalimentat de cilindree mai mare).

În concluzie se poate spune că tendința actuală în construcția motoarelor Diesel este de a reduce greutatea, de a spori puterea, a reduce zgomotul precum și prețul lor.

Calibru pentru reglarea sculei pe căruciorul transversal al strungului. R. Isetts. În : *Machine Moderne*, nr. 634/1962.

Atunci cînd se folosesc scule de tăiere în ambele părți ale căruciorului transversal, trebuie să se asigure o aliniere perfectă a lor cu axa piesei care se prelucrează. Pentru aceasta s-a construit un calibru de construcție (fig. 1) simplă, cu care acest reglaj se poate efectua rapid.

Doi cilindri din oțel călit sînt fixați pe un soclu. Cel pentru scule de tăiere este prevăzut în partea superioară cu un disc.

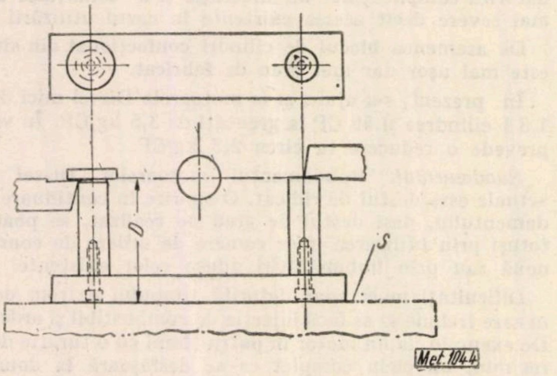


Fig. 1. Dispozitiv de calibrare pentru verificarea înălțării sculelor de pe căruciorul transversal :

S — căruciorul transversal ; *D* — distanța controlată.

Distanța dintre partea inferioară a acestuia și partea inferioară a soclului este identică cu distanța dintre axa broșei pînă la partea superioară a căruciorului transversal. Sculele montate în spatele căruciorului transversal pot avea tăișul în partea de jos, astfel încît celălalt cilindru nu trebuie să fie prevăzut cu disc.

Oțelul cu 9 % Ni pentru confecționarea recipienților pentru păstrarea și transportul gazelor lichefiate. M. S. Pitaud. În : *Technique Moderne*, nr. 2/1962.

S-au efectuat o serie de încercări pentru a se stabili că oțelul cu 9 % Ni poate fi folosit la instalații care funcționează la temperaturi joase, după călire și revenire sau după normalizare și revenire, fără să mai fie necesară o detensionare după sudarea rezervoarelor.

În general, oțelurile obișnuite de construcție devin fragile la temperaturi joase. Rezervoarele pentru păstrarea gazelor lichefiate trebuie să aibă o rezistență mare, să fie ductile și să nu aibă tendința la ruperi fragile. De asemenea, dat fiind că prețul gazelor lichefiate trebuie să se mențină redus, aceste rezervoare trebuie să fie relativ ieftine, confecționate dintr-un material care să se poată suda în bune condiții.

Oțelul cu 9 % nichel permite aceasta. Sarcina de rupere și limita de elasticitate care, la temperatura obișnuită sînt de 75, respectiv 55 kgf/mm^2, sînt mai mari decît acelea ale unui oțel obișnuit sau chiar decît acelea ale unui oțel inoxidabil 18—8. La —195°C, care este temperatura minimă la care poate fi folosit acest oțel, reziliența este mai mare decît cea minimă prescrisă, 5 kgm/cm^2, iar sarcina de rupere depășește 110 kgf/mm ^{2}.

S-au încercat două rezervoare, unul paralelipipedic și altul cilindric, ambele confecționate din tablă de oțel cu 9 % Ni, de 9,5 mm grosime, sudată cu electrozi din nichel-crom cu conținut ridicat de nichel. Tabla a fost în prealabil supusă unui tratament de călire în apă și revenire ; după sudare nu s-a aplicat nici un tratament termic de detensionare.

Rezervorul paralelipipedic, asemănător cu cele folosite la bordul navelor pentru transportul gazelor lichefiate, a fost umplut cu azot lichid la temperatura de —196°C, la o presiune de 5,6 kgf/cm ^{2} apoi supus la șocuri repetate ale unei mase de oțel de 1970 kg căzînd de la înălțimi pînă la 5,8 m.

În prealabil, două rezervoare de același tip, unul fabricat din tablă de două ori normalizată și revenită și celălalt din tablă călită și revenită, au fost încercate în același mod pînă la rupere, care s-a produs la o muchie a rezervorului sub forma unei fisuri scurte care nu s-a mai întins în urma șocurilor care au urmat.

Într-o altă serie de încercări, un rezervor cilindric de felul celor folosite pentru depozitarea gazelor lichefiate, nedetensionat după sudare, a fost umplut cu azot lichid la temperatura de — 196°C, mărindu-se presiunea pînă la explodare, care s-a produs la o presiune interioară de 152 kgf/cm^2 și la un efort de 92 kgf/mm ^{2}.

În încercări anterioare cinci rezervoare cilindrice de construcție asemănătoare au fost supuse la presiune pînă la explodare. Două dintre acestea au fost confecționate din tablă călită și revenită, celelalte trei din tablă dublu normalizată și revenită.

Din rezultatele acestor încercări (tabela 1) s-a constatat că rezervoarele s-au comportat aproape la fel și că este chiar mai avantajos să nu se efectueze tratamentul de detensionare după sudare.

Rezultatele acestor încercări au arătat că oțelul cu 9 % nichel poate fi folosit la confecționarea recipientelor pentru păstrarea gazelor lichefiate pînă la temperatura de —195°C și că un tratament de călire și revenire poate înlocui un tratament de dublă normalizare și revenire prevăzut pentru tablele cu specificația ASTM A353—58 și că tratamentul de detensionare după sudare prevăzut de ASME nu numai că nu este necesar, dar este mai bine să fie suprimat, cel puțin atunci cînd grosimea tablei este mai mică de 19 mm.

Domeniul de folosire cel mai important pentru aceste oțeluri este acela al instalațiilor pentru producerea, transportul și păstrarea oxigenului lichid la —183°C.

Tabela 1

Rezultatele încercărilor la rupere a rezervoarelor cilindrice

Tratamentul termic al tablei	Călire și revenire	Dublă normalizare și revenire	Călire și revenire	Dublă normalizare și revenire	Călire și revenire	Dublă normalizare și revenire
Tratamentul termic al rezervorului	—	Detensionare	Detensionare	—	—	Detensionare
Temperatura rezervorului la începutul încercării, °C	−188	−196	−196	−196	−196	−196
Temperatura în momentul ruperii (exploziei), °C	−186	−196	−191	−190	−185	−192
Presiunea în momentul ruperii (exploziei), kgf/cm^2	160	109	149	162	152	148
Mărirea diametrului, %	0,29	0,21	0,29	0,40	—	—
Efortul în tablă în momentul ruperii (exploziei), kgf/cm^2	95,27	65,32	91,26	95,43	92,80	89,99

Recenzii

B. N. Ladîjenski, A. D. Başmakov: **Tratamentul metalului lichid cu pulberi cu ajutorul jetului de gaz.** Metallurghizdat, 1961, 112 pag, 66 fig.

În ultimii ani, în practica elaborării oţelurilor şi fontelor se conturează o orientare nouă în efectuarea unor operaţii tehnologice de bază. Este vorba de introducerea în metalul lichid a unor materiale în stare de prelucrare cu ajutorul gazelor sub presiune. Acest tratament al metalului lichid se face fie în timpul perioadei de topire, fie după evacuarea lui din cuptor.

În calitate de gaz transportor se foloseşte oxigenul şi aerul (pentru operaţiile de oxidare şi defosforare) sau gaze inerte — argonul şi azotul (pentru operaţii de desulfurare, dezoxidare, aliere, carburare, etc.). În unele cazuri se foloseşte ca gaze inerte oxidul şi bioxidul de carbon.

Unul din cele mai însemnate avantaje ale procedeului de tratare a metalului lichid prin introducerea materialelor în stare de pulbere cu ajutorul gazelor reprezintă realizarea unui contact maxim posibil între metal şi pulbere, care, în condiţiile unei amestecări active suplimentare a lor datorită jetului de gaz, asigură o intensificare deosebit de mare a procesului metalurgic.

Lucrarea recenzată îşi propune drept sarcină să sintetizeze experienţa acumulată pînă în prezent în acest domeniu şi să stabilească perspectivele de folosire a acestei metode în metalurgie şi construcţia de maşini.

În lucrare se acordă o atenţie deosebită construcţiilor şi dispozitivelor folosite pentru introducerea în metalul lichid a materialelor în stare de pulberi. Se ştie că tocmai aceste utilaje constituie în prezent principala frînă în aplicarea pe scară mai largă a acestui procedeu. Se prezintă diferite scheme de instalaţii, caracteristicile lor şi regimul de lucru, insistîndu-se mai ales asupra construcţiei ţevilor refractare, care se introduc în metalele lichide.

În continuare, se analizează cele mai importante operaţii care se pot realiza cu acest procedeu: defosforarea, desulfurarea, carburarea, dezoxidarea şi alierea. Se dau date privind defosforarea prin introducerea pulberii de calcar cu ajutorul oxigenului în fonta fosforoasă, în convertizoare, desulfurarea fontei cu ajutorul prafului de calcar, al carburii de calciu, arătîndu-se influenţa granulaţiei desulfurantului, a temperaturii şi compoziţiei chimice a fontei, a gazului purtător, a adîncimii de introducere a ţevii. De asemenea, în lucrare se analizează pe larg procesul de desulfurare a oţelului indicîndu-se amestecurile desulfurante cele mai eficace, durata şi presiunea optimă de insuflare a gazelor.

Problema carburării, dezoxidării şi alierii oţelului este tratată pe scurt deoarece experienţa uzinelor în acest domeniu este încă mică.

În capitolul următor, autorii se ocupă de bazele fizico-chimice ale tratamentului metalului lichid cu materiale în stare de pulbere insuflate cu ajutorul unui gaz. Se analizează influenţa suprafeţei de contact între metal şi materialul insulfat, a coeficientului de repartizare a sulfului între metal şi zgură, rolul diferiţilor compuşi chimici.

În ultimul capitol se dau consideraţii tehnico-economice, privind dezvoltarea procedeului de insuflare a materialelor în stare de pulbere în metalul lichid, în cazul elaborării oţelului în cuptoare Martin, electrice şi în convertizoare mici Bessemer, precum şi materialele şi instalaţiile folosite.

Lucrarea reuşeşte în mare măsură să sintetizeze experienţa uzinelor în acest domeniu, să prezinte unitar atît practica cît şi teoria acestui procedeu. Autorii nu au reuşit însă să analizeze mai adînc mecanismul degazeificării metalului lichid în timpul insuflării diferitelor gaze, influenţa acestora asupra formării structurii.

Cartea este adresată unui cerc larg de metalurgi din uzine şi institute, precum şi studenţilor de la facultatea de metalurgie.

L. Sofroni

Rudolf Richter: **Maşini electrice** Vol. I — V. Editura Tehnică, Bucureşti, 1958—1960.

Lucrarea prof. dr. ing. Rudolf Richter rezolvă o necesitate legată de documentarea şi pregătirea teoretică a cadrelor de ingineri şi tehnicieni care lucrează în industria constructoare de maşini electrice şi duce o contribuţie importantă în clarificarea ştiinţifică a multor probleme teoretice şi practice ce aveau o rezolvare mai mult sau mai puţin empirică.

Lucrarea completă cuprinde 5 volume fiind apreciată de către specialişti ca unul din tratatele cele mai complete în domeniul maşinilor electrice.

Împreună cu tratatul de maşini electrice al academicianului I. S. Gheorghiu, lucrarea prof. dr. ing. Rudolf Richter completează un gol ce există în literatura de specialitate, mai ales după crearea industriei de maşini electrice în ţara noastră de către regimul de democraţie populară.

Cele cinci volume care constituie într-adevăr o lucrare completă tratează următoarele probleme:

Volumul I: noţiuni de bază şi legi, introducerea în construcţia maşinilor electrice şi maşina de curent continuu. Volumul II: noţiuni de bază pentru descrierea fenomenelor produse de curenţii alternativi din maşini, maşina sincronă şi maşina comutatoare.

Volumul III: transformatoare. Volumul IV: maşini asincrone. Volumul V: maşini monofazate şi polifazate cu colector, grupuri cu maşini de reglaj pentru îmbunătăţirea factorului de putere, reglajul vitezei, reglajul puterii la motoarele asincrone, grupuri speciale de maşini utilizate în acţionările electrice complexe, teoria şi particularităţile de construcţie, încercarea şi proiectarea şi o analiză critică comparativă a diferitelor tipuri de maşini care pot să funcţioneze în aceleaşi condiţii. De asemenea, se mai dau numeroase exemple de calcul şi exemple din proiectele maşinilor electrice de tracţiune.

Alcătuirea acestor cinci volume demonstrează că autorul nu şi-a propus rezolvarea oarecum utopică a unei iniţieri atît de vaste în domeniul maşinilor electrice, ci a împărţit problemele de specialitate din punct de vedere tematic astfel încît să corespundă practicii industriale şi ştiinţifice.

Volumul I cuprinde trei părţi: partea I noţiuni de bază şi legi cu 3 mari capitole; partea II-a — introducere în construcţia maşinilor electrice cu 14 capitole; partea III-a — maşina de curent continuu cu 6 capitole.

Cele trei capitole ale părţii întîi tratează: noţiuni fizico-matematice; noţiuni şi legi magnetice şi electrice; producerea curentului şi a energiei.

Partea a doua cu cele 14 capitole cuprinde: construcţia maşinilor electrice; bobinajele indusurilor; tensiunea electromotoare indusă; curba tensiunii magnetice; cuplul şi efortul tangenţial mediu; proprietăţile magnetice ale fierului; caracteristica magnetică la mers în gol; calculul pierderilor în fierul maşinilor electrice; pierderile prin frecări; căderea de tensiune şi pierderile electrice la perii; pierderile Joule în bobinaje; inductivităţile de scăpări; ventilaţia; încălzirea.

Partea a treia a volumului I cuprinde: reacţia indusului; comutaţia; circuitul magnetic al maşinii cu poli de construcţie; caracteristicile de funcţionare, încercările şi proiectarea maşinii de curent continuu.

Autorul a considerat necesar pentru a uşura înţelegerea problemelor ce se ivesc pe parcurs de a-şi începe lucrarea cu o scurtă trecere în revistă a noţiunilor de analiză matematică elucidînd noţiunile de vector, cîmp de vector, fluxul unui vector, cîmpuri tradiţionale şi solenoidale, tub de vectori şi încheind cu diagramele polare ale mărimilor ce variază periodic, denumite (impropriu) diagrame vectoriale.

O serie de capitole tratate la început sînt perfect valabile pentru orice tip de maşină electrică prin faptul că aproape toate problemele au foarte multe elemente comune tuturor maşinilor electrice. Astfel, cel care studiază materialul îşi dă seama treptat că există o teorie unitară a maşinilor electrice sub toate aspectele.

În cadrul părţii a doua, autorul acordă o mare importanţă problemei pierderilor.

Un capitol bine dezvoltat şi care reuşeşte să prezinte clar fenomenele fizice şi modul de calcul este şi cel care seocupă de problema comutaţiei.

În încheierea volumului I se dau o serie de indicaţii preţioase privind echivalenţa principalelor unităţi de măsură şi semnificaţia notaţiilor utilizate, precum şi un bogat index alfabetic pentru trimiterea precisă la o problemă ce-l interesează îndeosebi pe cititor.

Volumul II cuprinde trei părţi : partea întîi — noţiuni de bază pentru descrierea fenomenelor produse de curenţii alternativi din maşini cu 4 capitole ; partea a doua — maşina sincronă cu 12 capitole ; partea a treia — maşina comutatoare cu 6 capitole. La fel ca şi în primul volum, nici aici nu se tratează în detaliu calculul solicitărilor mecanice, dar aceasta nu înseamnează că acestui calcul iar reveni un rol secundar, ci dimpotrivă se subliniază importanţa lui în proiectarea mai ales a turbogeneratoarelor şi a hidrogeneratoarelor foarte mari. Cele patru capitole ale primei părţi tratează : calculul cu mărimi complexe ; locuri geometrice ; reactanţele şi ecuaţiile fundamentale ale maşinilor ; forme de cîmp şi sisteme polifazate nesimetrice.

Maşina sincronă conţine următoarele capitole : reacţia indusului ; particularităţile calculului solicitărilor magnetice şi al pierderilor suplimentare ; maşina cu poli înecaţi ; maşina cu poli aparenţi ; curentul de scurtcircuit ; studierea caracteristicilor de funcţionare utilizînd calculul complex ; procese tranzitorii la scurtcircuitul brusc de maşini sincrone ; pendulaţiile maşinilor sincrone ; pornirea şi sincronizarea ; încercările şi proiectarea maşinii sincrone ; mersul calculului unei maşini cu poli aparenţi.

Partea a treia intitulată ,,Maşina comutatoare'' cuprinde : conexiuni, raport de conversiune şi pierderi Joule ; reacţia indusului, căderea de tensiune şi comutaţia ; funcţionarea maşinii comutatoare ; maşini comutatoare de execuţie specială ; încercările şi proiectarea maşinii comutatoare.

Se remarcă faptul că autorul a reuşit să prezinte materialul fără a recurge la un aparat matematic complicat. Toate fenomenele sînt expuse fizic, adică pe modele, recurgînd la noţiuni şi metode cît mai simple.

Materialul este clar expus şi în condiţii mult mai bune decît în cursurile anterioare, editate de către autor în decursul anilor.

Volumul III al lucrării tratează problema transformatoarelor. El cuprinde 11 capitole şi anume : fenomene de magnetizare, fenomene legate de scăpări, fenomene de supratensiune, caracteristici de funcţionare, transformatoare speciale, reglaj de tensiune, încercări experimentale, construcţia transformatoarelor, răcirea şi încălzirea, solicitarea izolaţiei, alegerea ei şi proiectarea.

Volumul IV al lucrării studiază maşinile asincrone. Materialul este împărţit în 14 capitole mari, care cuprind : studiul regulatorului de inducţie în cazul neglijării armonicilor ; funcţionarea maşinilor asincrone polifazate şi monovazate, în cazul neglijării armonicilor ; rotorul în scurtcircuit ; curentul de magnetizare ; armonicile inducţiei magnetice în întrefier ; reactanţele de scăpări ; cuplurile şi forţele armonicilor ; motoarele cu refularea curentului ; pornirea şi frînarea ; reglajul vitezei de rotaţie ; pierderi în maşina asincronă ; încercările şi proiectarea maşinilor asincrone.

În cadrul expunerii se studiază de asemenea maşina asincronă autoexcitată, maşina monofazată cu şi fără condensator şi numeroase forme constructive ale motoarelor cu refularea curentului. Se examinează apoi comportarea maşinilor sub influenţa armonicilor, care produc cupluri şi forţe suplimentare, deranjează pornirea şi permit producerea de zgomote.

Fenomenele de magnetizare şi de scăpări sînt tratate amănunţit, corespunzător importanţei lor mari în comportarea maşinii asincrone ; s-a insistat în special asupra scăpărilor diferenţiale denumite în literatura de specialitate şi scăpări dublu înlănţuite sau în întrefier.

Capitolele consacrate pornirii, frînării şi reglajului vitezei de rotaţie se adresează în general inginerilor care se ocupă de proiectarea instalaţiilor, precum şi celor din exploatare.

Se tratează în special diferite metode de pornire care asigură un cuplu cît mai mare posibil la un curent de pornire mic, reglajul continuu şi reglajul în trepte (prin convertizoare de frecvenţă, motoare cu rotor dublu, motoare cu alimentare dublă, montaje în cascadă), precum şi schemele de transmisie sincronă.

Pentru uzul inginerilor proiectanţi s-a dat o prezentare recapitulativă sistematică a formelor necesare pentru calculul pierderilor suplimentare în fier şi în înfăşurări. Un capitol special este destinat şi în acest volum încercărilor experimentale. Ultimul capitol, privitor la proiectare, se încheie cu un exemplu amănunţit de calcul.

Volumul V este divizat în trei părţi : maşini monofazate, maşini polifazate cu colector şi grupuri cu maşini de reglaj.

În capitolele introductive se prezintă rotorul cu colector în cîmp alternativ şi în cîmp învîrtitor ; totodată se tratează bazele funcţionării şi calculului maşinilor.

Capitolele imediat următoare sînt consacrate diferitelor tipuri de maşini. Urmează cercetări privind autoexcitaţia, iar la sfîrşitul lucrării sînt cuprinse capitole referitoare la încercări experimentale şi la proiectare.

O deosebită atenţie — atît în capitolul introductiv cît şi la examinarea diferitelor tipuri de maşini s-a dat suprimării scînteilor.

La maşinile monofazate, pe primul plan este tratat motorul serie, aşa cum este utilizat în tracţiunea feroviară. Cele mai multe exemple de calcul se referă la acest motor, pentru o frecvenţă a reţelei de $16^{2/3}$ Hz.

În afară de aceasta se tratează amănunţit şi alte tipuri de maşini, cum sînt, de exemplu, motoarele cu repulsie de toate tipurile, motoarele serie cu repulsie şi maşinile cu caracteristici derivaţie. La motoarele cu repulsie se prezintă întîi un calcul simplificat al valorilor relative ale vitezei, curenţilor şi cuplului, în care s-au neglijat căderile de tensiune, încît caracteristicile de funcţionare sînt independente de mărimea maşinilor şi de datele înfăşurărilor şi au o valabilitate generală. Se arată apoi influenţa căderilor de tensiune, reacţia curenţilor secţiilor în comutaţie şi modul în care se poate ţine seama într-un calcul mai precis de diferitele influenţe. Valorile calculate sînt comparate cu cele măsurate pe bază de exemple.

O prezentare asemănătoare este adoptată şi pentru maşinile polifazate în partea a doua, în care sînt tratate maşina serie, maşina derivaţie alimentată în stator şi cea alimentată în rotor, cum şi maşina derivaţie cu înfăşurare specială de excitaţie. Şi de această dată, mai întîi sînt prezentate calcule mai simple, apoi se compară, pe bază de exemplu, calculul mai exact cu măsurările.

În partea a treia (grupuri cu maşini de reglaj), se prezintă întîi maşinile auxiliare care intervin în componenţa grupurilor de reglaj, apoi se tratează grupurile de reglaj pentru producerea curentului reactiv, pentru reglajul vitezei de rotaţie şi pentru reglajul puterii, pentru cuplaje de reţele ş.a.

Bogatul material şi expunerea sistematică adoptată de către autor fac ca această lucrare să fie utilă şi interesantă. Lucrarea cuprinde şi demonstraţii noi, date de autor, cît şi punerea la punct a unor chestiuni rezolvate dificil sau parţial din domeniul maşinilor electrice.

Bibliografia prezentată la sfîrşitul fiecărui volum uşurează activitatea de informare şi de adîncire a anumitor probleme din lucrare.

La fiecare paragraf se vădeşte atît efortul autorului de a înţelege bine fenomenul, cît şi talentul de a-l expune simplu. Tratatul de maşini electrice este o lucrare foarte valoroasă şi va constitui o carte de bază pentru generaţiile de electrotehnicieni.

C. Săulescu

---

informații

CERCETĂRI ŞTIINŢIFICE ÎN METALURGIE ŞI CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

În fața oamenilor de știință, a cercetătorilor din diversele domenii de activitate din Uniunea Sovietică stau sarcini deosebit de însemnate în direcția dezvoltării studiilor teoretice și a înfăptuirii unei cît mai strînse legături între cuceririle științei și tehnicii înainte și aplicarea lor în producție, sarcină trasată de Congresul al XXII-lea al P.C.U.S.

În cadrul secției de științe tehnice a Academiei de Științe a U.R.S.S. se desfășoară o susținută activitate urmărind să asigure coordonarea și planificarea cercetărilor științifice, cum și a lucrărilor de experimentare în industrie, pînă la aplicarea în procesul de producție a rezultatelor dobîndite.

Astfel, de exemplu, în metalurgie și tehnologia metalelor, în paralel cu dezvoltarea noilor materiale sintetice, vor fi continuate lucrările privind extinderea producției diferitelor metale și aliaje, urmărind asigurarea economiei naționale a U.R.S.S. cu metalele și aliajele necesare și crearea unor noi aliaje și materiale cu înalte proprietăți mecanice și fizico-chimice. Se va da atenție cercetărilor teoretice și aplicate în domeniul chimiei fizice a proceselor metalurgice și concentrării minereurilor, al fizicii și chimiei metalelor și aliajelor etc.

Cercetări pe scară largă vor fi făcute în direcția realizării unei tehnologii pentru obținerea fontei și a oțelului fără ajutorul cocsului, obținerea directă a pulberilor metalice din minereuri și din concentrate, urmată de sinterizarea pulberilor și de laminare. De asemenea vor fi continuate cercetările pentru a fi pus la punct procesul de elaborare continuă a oțelului.

Prin punerea la punct a unor noi procese și a unor noi instalații pentru prelucrarea metalelor prin presiune se vor reduce la minimum prelucrarea mecanică prin așchiere, ceea ce va avea ca rezultat realizarea unor însemnate economii de metale. Vor fi duse mai departe cercetările în direcția realizării unor noi procese de mare productivitate în vederea obținerii metalelor feroase și neferoase cu folosirea oxigenului, a presiunilor ultraînalte, a vidului înaintat, a temperaturilor ultraînalte, a plasmei etc. Vor continua cercetările pentru rezolvarea problemei oțelurilor și a aliajelor de foarte mare rezistență mecanică, problemă de mare importanță pentru industria constructoare de mașini. Astfel, vor fi realizate cristale filiforme subțiri prin obținerea unei înalte purități a metalelor prin realizarea unor noi metode în tehnica sudării, prin obținerea unor țevi cu diametre mari fără cusătură etc.

Aceste ample cercetări teoretice și lucrările de experimentare întreprinse în industria metalurgică și constructoare de mașini vor contribui la cucerirea de noi succese în lupta pentru continua introducere a progresului tehnic în U.R.S.S.

INSTALAŢIE AUTOMATĂ UNIVERSALĂ DE CONTROL

În industria constructoare de mașini din U.R.S.S. a fost realizată o nouă instalație automată de control, instalația automată universală U – 2, pentru controlul dimensiunilor geometrice ale pieselor al căror diametru este de 15 – 20 mm și a căror înălțime este pînă la 200 mm. Măsurarea dimensiunilor se execută prin metoda de contact electric cu calibre rigide. Prin utilizarea acestei instalații automate se asigură controlul următorilor parametri: înălțimi proeminente, adîncituri, diametre exterioare și interioare, perpendicularitatea fețelor laterale și a proeminențelor față de axa orificiului, excentricitatea diametrului exterior și interior.

Ca element de măsurare a automatului este întrebuințată o scoabă rigidă. Ținînd seama de dimensiuni, piesele sînt împărțite în trei categorii: piese bune, piese cu erori care pot fi corectate, piese rebutate.

Instalația automată universală U – 2 cuprinde mai multe blocuri de măsurare tipizate. Fiecare dintre aceste blocuri controlează una din dimensiuni.

MAŞINI DE FREZAT GIGANTICE

La Leningrad a fost realizată o mașină, care va înlocui în întreprinderile constructoare de mașini un sector întreg de utilaj greu pentru așchierea metalelor. Mașina gigant, de înălțimea unei case, cîntărește peste 400 t și este lungă de 25 m. Pe această mașină, care are 54 motoare electrice, vor putea fi frezate găurile și strunjite interior piese care cîntăresc zeci de tone.

Aceasta este una dintre cele trei gigantice mașini de frezat prin copiere pentru prelucrarea unor piese cîntărind 100 t și a unor matrițe mari, a căror construire a început la uzina „Sverdlov". Toate aceste mașini, cu un înalt nivel de automatizare, vor fi dirijate de la distanță și vor permite o creștere a productivității muncii de 2 – 2,5 ori.

CAZAN CU ABUR FĂRĂ EXHAUSTOR

La termocentrala nr. 17 „Lenergo" (U.R.S.S.), s-a dat în exploatare industrială prototipul unui agregat de cazane de înaltă presiune de tip B. K.Z. 170 – 100 cu ardere în ciclon și cu evacuarea hidraulică a zgurei. Capacitatea agregatului este de 170 t abur/h. Agregatul funcționează fără exhaustor, cu suflare. Arderea în focar și circulația gazelor au loc sub presiunea de 80 – 210 mm col apă, ceea ce reduce cu 25% consumul specific de energie electrică. Acest agregat, în comparație cu un cazan obișnuit, cu aceeași producție a aburului, cîntărește cu 20% mai puțin. Folosirea sa va permite o ardere mai completă a combustibilului de calitate inferioară, obținîndu-se totodată încărcări termice înalte. Eficacitatea economică a cazanului se evaluează la peste 11 000 ruble pe an.

UN TRACTOR URIAŞ

Proiectanții de la uzina de tractoare din Celeabinsk (U.R.S.S.) au proiectat un nou model de tractor T – 450, prin modificarea tractorului Diesel-electric DET – 250, fabricat în serie. Noul tractor va fi echipat cu același motor, dar cu ajutorul a două turbocompresoare puterea sa va fi ridicată la 500 CP. În comparație cu DET – 250, noua mașină va fi mai economică în ceea ce privește consumul de combustibil și va necesita cantități mai mici de metal în fabricație. Viteza maximă de transport a noului tractor va fi de 20 km/h, iar cea de lucru de 15 km/h.

MAGAZII ÎN ZIG-ZAG PENTRU DEPOZITAT LOTURI MARI DE PIESE ÎNTRE OPERAŢIILE EXECUTATE LA DIFERITE MAŞINI

Într-o fabrică de pompe de injecție pentru motoare Diesel din Anglia a fost adoptat un sistem de magazii tampon, care a permis să se elimine dificultățile provocate de loturile mari de piese care trebuie să aștepte trecerea la diferitele mașini-unelte. Piesele care au fost prelucrate la o mașină-unealtă sînt ridicate cu ajutorul unui elevator cu lanțuri și depuse pe liniile de depozitare înclinate în zig-zag. Pe aceste linii, piesele circulă sub acțiunea gravitației alimentînd mașina-unealtă următoare pentru executarea operației de prelucrare prevăzută de tehnologia de fabricație. Pe o suprafață de numai 1,5 × 0,3 m, s-a putut astfel realiza o magazie tampon pentru 1 200 piese.

Pentru aplicarea acestui sistem s-a realizat un depozit tampon între o mașină cu ciclu lung de lucru și o mașină cu ciclu mai scurt, la care se execută și alte lucrări. O linie dublă în zig-zag permite depozitarea pe una din linii a pieselor între două operații de prelucrare care se execută la aceeași mașină și depozitarea lor pe cealaltă linie după executarea celei de-a doua prelucrări, pentru a fi alimentate de aici la mașina-unealtă următoare.

TRATAMENT TERMIC ÎN VID

Pentru executarea pe scară industrială a tratamentului termic al oțelurilor în vid în Anglia a fost pus în exploatare un cuptor special care prezintă o serie de avantaje: securitate deplină, se ușurează munca și se obțin produse cu calitate absolut uniformă în ceea ce privește duritatea, toleranțele dimensionale și aspectul suprafețelor.

Din punctul de vedere metalurgic, tratamentul termic în vid este o operație cu totul diferită de tratamentul termic într-o atmosferă oarecare, deoarece în locul reacțiilor chimice are loc descompunerea unor compuși. Astfel, de exemplu, cînd un oțel inoxidabil este tratat într-o atmosferă de hidrogen, acesta reduce oxizii de la suprafață, dar nu are nici un efect asupra celorlalte impurități (ca de exemplu gazele) care pot exista în zona vecină cu suprafața metalului. În condițiile în care un oțel inoxidabil este tratat în vid, nu sînt îndepărtați numai oxizii de la suprafață, ci și azotul, hidrogenul și oxigenul dizolvat, ceea ce determină obținerea unui produs mai pur.

O NOUĂ FABRICĂ DE FLOTAŢIE PENTRU ÎMBOGĂŢIREA MINEREULUI DE CUPRU

În comuna Elșița, regiunea Pazardjic (Republica Populară Bulgaria) a fost construită și dată în exploatare o nouă fabrică de flotație pentru îmbogățirea minereului de cupru.

Noua fabrică – una dintre cele mai mari întreprinderi din această țară – va prelucra 1 200 t de minereuri de cupru în 24 de ore.

NOU TIP DE SOBĂ ELECTRICĂ

În Republica Populară Bulgaria, la uzinele constructoare de aparate electrice „Elprom" din orașul Varna a fost realizat un tip nou de sobă electrică de înaltă temperatură (pînă la 1 500°C). Aceste sobe electrice de tip nou vor fi utilizate la prelucrarea termică a metalelor.

REALIZĂRI DE SEAMĂ ÎN CONSTRUCŢIA DE NAVE

În ultimii ani, în Republica Populară Bulgaria, se desfășoară o vastă acțiune pentru introducerea progresului tehnic în toate ramurile economiei naționale. Succese însemnate în direcția progresului tehnic au fost dobîndite în industria construcțiilor de nave. Astfel, a fost însușită producția de nave cu un plasament de 3 200 t, tancuri de 4 000 t și altele. În cursul acestui an va fi construit primul vas cu o capacitate de 5 000 t cu care va fi înzestrată flota marină a acestei țări.

MONTAREA ÎN TACT A MAŞINILOR-UNELTE

La fabrica de mașini-unelte din Wroclaw R. P. Polonă, a fost pusă în funcțiune o linie de montare în tact a strungurilor universale. Montarea se face pe subansamblurile principale (cutia de viteze, cutia căruciorului, cutia de avansuri și păpușa fixă) și apoi montarea generală finală. Prin introducerea noii linii s-a obținut: reducerea timpului de montare cu 50 ore la montarea pe subansambluri și cu 27 ore la montarea generală, creșterea productivității muncii cu 93% la montarea pe subansambluri și cu 15% la lucrările de tușare. Prețul de cost al unui strung a scăzut în medie cu 1 500 zloți, iar producția a crescut cu 52%, față de montarea obișnuită. În linia de montare nu sînt cuprinse o serie de operații de ajustare, precum și lucrările de verificare a preciziei geometrice și de încercare a mașinilor în gol și în sarcină.

NOI FONTE MODIFICATE CU ADAOSURI DE MAGNEZIU

De curînd a fost realizată o nouă fontă maleabilă modificată cu magneziu care prezintă o serie de avantaje ca: reducerea duratei tratamentului: reducerea tendinței de fisurare: caracteristici fizice îmbunătățite.

Fonta de cubilou se tratează cu sodă calcinată, se trece apoi într-un cuptor în care se adaugă ferosiliciu și se injectează un curent de azot. Imediat după aceea se injectează pulbere de magneziu cu ajutorul azotului. După tratamentul de maleabilizare (la circa 925°C) se obține o fontă cu o rezistență la tracțiune de 35,00 – 53,50 kgf/mm² și cu o alungire de 10 – 20%.

Magneziul a fost folosit și ca adaos pentru a se obține o fontă cu structură albă care după tratament termic poate da piese foarte tenace cu pereți relativ groși.

TURNAREA CENTRIFUGĂ ÎN FORME DE GRAFIT

Contrar părerii destul de răspîndite că nu se pot turna centrifugal decît piese simetrice, cu pereți de grosime uniformă, practica a arătat că turnarea centrifugă este aplicabilă și în cazul pieselor de formă geometrică mai complicată.

Folosirea grafitului ca material pentru forma de turnare permite să se facă, în mod economic, schimbări constructive ale formei în vederea încercării practice a diferitelor variante.

Pentru executarea comenzilor relativ mici de piese, turnarea centrifugă în forma de grafit poate desigur reprezenta o metodă avantajoasă atunci cînd cheltuielile de construcție a unor forme permanente de fontă sau de oțel nu ar fi justificate din cauza volumul mic al comenzilor respective.

PROPRIETĂȚILE MECANICE ALE MATERIALELOR METALICE LA TEMPERATURI JOASE

Este tot mai important să se cunoscă comportarea materialelor metalice sub sarcină mecanică la temperaturi joase. În tehnica frigului, de exemplu, în legătură cu lichefierea, stocarea și transportul gazelor, se fac eforturi să se întrebuințeze materiale ieftine care să păstreze ductibilitatea pînă la temperaturi destul de joase și chiar în condiție de lucru defavorabilă. Rezistența și deformarea la temperaturi joase depind de structura cristalină.

Utilizarea oțelurilor nealiate de construcție a putut fi extinsă considerabil datorită tratamentelor metalurgice speciale, de exemplu, reducîndu-se cantitatea de gaze dizolvate. Cîmpul de aplicație al acestor oțeluri care merge pînă la – 50°C, după sarcina aplicată, este urmat de domeniul oțelurilor aliate de revenire utilizate pînă la – 120°C : pentru temperaturi și mai joase se folosesc oțelurile austenitice.

Dintre aliajele neferoase cele de aluminiu și cupru rămîn ductile pînă la cele mai joase temperaturi.

CUPTOR SOLAR PENTRU CERCETĂRI LA TEMPERATURI RIDICATE

Recent în Anglia a fost pus în funcțiune un cuptor solar destinat unor cercetări asupra metalelor care nu au putut fi executate cu alte tipuri de sursă de căldură.

Instalația este formată din două oglinzi și un creuzet. Cuptorul prezintă avantajul că permite creuzetului să rămînă fix, mișcîndu-se numai una din oglinzi, denumită heliostat. Energia radiantă obținută astfel nu dă loc la contaminări : de asemenea, se obține încălzirea locală a probei. Concentrația de căldură permite obținerea rapidă a unei temperaturi ridicate și o răcire rapidă ; este posibil, de asemenea, obținerea unor gradienți mari de temperatură. Cuptorul poate fi utilizat la : prepararea materialelor foarte pure (ca de exemplu, monocristalele de siliconi) ; la cercetări asupra tranzistorilor, la studiul efectului șocului termic asupra materialelor.

OȚELURILE SLAB ALIATE SUDABILE 09 G2 DT ȘI 16 GT

În construcțiile sudate s-a obținut o economie importantă de metal, înlocuindu-se profile din oțeluri carbon cu conținut mic de carbon prin profile mai mici din oțeluri slab aliate O9 G2 DT și 16 GT. Pentru cercetarea proprietăților acestor oțeluri s-au făcut încercări mecanice și de sudare ale tablelor de 18–22 mm. S-a urmărit comportarea lor la temperaturi ridicate și la îmbătrînire, la utilizarea lor în instalațiile care lucrează sub presiune la temperatura pînă la 450°C. S-a constatat că cele două oțeluri nu manifestă tendință de fragilitate pînă la temperatura de 500°C și nu își micșorează rezistența prin îmbătrînire.

NATURA INFULENȚEI CROMULUI ASUPRA PROPRIETĂȚILOR OȚELULUI RAPID

Cercetările efectuate au arătat că influența cea mai importantă a cromului este cea legată de condițiile de dizolvare a carburii complexe de wolfram la încălzire la temperaturi ridicate în vederea călirii. Sub infuența cromului, temperatura de dizolvare a carburii complexe în austenită scade cu atît mai mult cu cît conținutul de crom din oțel este mai mare. La oțelurile rapide, care conțin pînă la 10% W, conținutul de crom trebuie să fie aproximativ de 4% pentru saturarea soluției solide la temperaturi mai joase, la care se menține o granulație mai măruntă și pentru obținerea unei durități secundare mai mari. În oțelurile cu peste 10–12% W, în care se menține o granulație măruntă la temperaturi ridicate, conținutul de crom trebuie micșorat pînă la 3%, pentru a se reduce neomogenitatea carburilor și a se mări rezistența.

APARAT MAGNETIC PENTRU MĂSURAREA STRATURILOR INTERIOARE DE AER DINTRE BENZILE DE OȚEL FOLOSITE LA CONSTRUCȚIA RECIPIENTELOR SUB PRESIUNE

În Anglia s-a realizat un aparat care permite să se determine pe cale magnetică grosimea aproximativă a stratului de aer dintre benzile de întărire de oțel, cu grosimea de 1/4 țoli, utilizate în construcția unui recipient de presiune din oțel, cu dimensiuni mari. Dacă lîngă una din benzi se așază un magnet puternic, un flux magnetic trece prin stratul de aer spre banda apropiată sau spre tabla care formează mantaua. O modificare a grosimii stratului de aer face să se modifice și fluxul magnetic. Această modificare este indicată, prin modificarea cîmpului dintre polii magnetului, la un magnetometru mobil. Grosimea medie a stratului din aer se citește direct, de la 0 la 0,60″. Aparatul este simplu și portativ, nu necesită o calificare specială a operatorului și este independent de alimentarea electrică.

INFLUENȚA ELEMENTELOR VARIABILE DIN AMESTECURILE DE FORMARE ASUPRA FLUIDITĂȚII ALUMINIULUI

În cadrul unui program de cercetări asupra fluidității aliajelor de aluminiu cu 4,5% Cu a fost studiată influența pe care o au diferitele amestecuri de formare asupra acesteia. Din cercetările efectuate, folosindu-se nisip crud cu diferite conținuturi de apă și cu diferiți aditivi, nisip de miezuri cu liant de ulei de in și cu liant de formaldehidă, nisip întărit cu CO_2 și nisip de zirconiu a rezultat că amestecul de formare utilizat are o influență apreciabilă asupra fluidității acestui aliaj. S-a constatat că îmbunătățirea fluidității determinate de acoperirea formelor, de exemplu, cu hexacloran se datorește reducerii coeficientului de transmisie a căldurii la suprafața de separație dintre forma de metal și nu vreunui efect pe care l-ar avea aceste acoperiri asupra tensiunii superficiale sau asupra peliculelor superficiale de oxid.

Acoperirea formelor cu hexacloran sau cu negru de fum poate îmbunătăți sensibil caracteristicile mecanice ale pieselor turnate din aliaje de aluminiu prin faptul că turnarea se poate face la temperaturi mai joase. Astfel, de exemplu, în cazul aliajului de aluminiu cu 4,5% Cu, acoperirea formei a permis reducerea temperaturii de turnare cu 55°C, alungirea relativă fiind dublată (de la 4% la 8%) și rezistența la tracțiune mărită

PARTICULARITĂȚILE FENOMENELOR TERMICE LA AȘCHIEREA ALIAJELOR REFRACTARE

Pentru studierea fenomenelor termice care apar la așchierea oțelurilor refractare, s-au făcut cercetări cu oțelurile EI 867 și EI 827, care au fost așchiate cu scule executate în întregime din aliaj VKB. Cantitatea de căldură degajată a fost determinată prin măsurarea lucrului mecanic cheltuit în procesul de așchiere, iar cantitatea de căldură transmisă sculei, piesei de prelucrat și strunjiturii a fost determinată cu ajutorul unor calorimetre speciale. S-a constatat că cantitatea de căldură degajată variază în funcție de viteza de așchiere după curbe aproape identice. Cantitatea de căldură totală crește la mărirea avansului sculei și la creșterea adîncimii de așchiere. Acești doi parametri au influență mai ales asupra cantității de căldură transmisă așchiilor, care crește foarte mult.

Revista Revistelor

Fonderie nr. 194/1962

Ph. Lapadu-Harques și J. Léger. Controlul tehnic în turnătorii; P. Nicolas și M. Martin. Studiul conținutului de silice liberă a nisipurilor întîlnite în diferitele locuri de muncă din turnătorie; Note bibliografice: D. A. Taylor și M. J. Clifford. Proprietățile lianților de miezuri executate în cutii calde.

Giesserei Nr. 10/1962

W. Koppe și S. Engler. Studiul asupra maselotajului la turnarea fontei; H. Siegel. Relații între proprietățile fizico-chimice ale bentonitelor și rezistența la compresiune a amestecurilor cu bentonită.

Nr. 11/1962

H. Schulte. Din practica americană a turnării sub presiune; W. Koppe și S. Engler. Studiul asupra maselotajului la turnarea fontei.

B.C.I.R.A. nr. 3/1962

R. G. Godding. Formarea crustelor și defectelor similare de dilatare a formei; W. B. Parkes. Dezbaterea formelor de piese; K. W. Diks și W. E. Clarke. Determinarea curentă a siliciului din fontă prin metoda cu acid nitrosulfuric; C. B. Wright, R. G. Godding și W. B. Parkes. Miezuri de configurație complicată pentru piese mari de fontă; W. Oldfield și J. G. Humphreys. Formarea grafitului nodular în fontele hipoeutectice; R. L. Carden. Efectul compoziției asupra densității fontei; W. Clarke și A. G. Fuller. Reproductibilitatea rezultatelor analitice folosind eșantioane de fontă albă; A. G. Fuller. Controlul ultrasonic al fontei; R. G. Godding și R. Rew. Aparat BCIRA pentru încercarea nisipului încălzit dielectric la temperaturi înalte.

Fonderia nr. 5/1962

Efectul inoculării asupra alimentării pieselor; Bronzuri de aluminiu; Rafinarea aliajului Al–Si hipereutectic; Degazeificarea fontei cenușii și maleabile și efectele sale; Pregătiri pentru turnare; Cîteva dintre avantajele procesului de turnare continuă a oțelului de calitate; Considerațiuni asupra întrebuințării plăcii de modele pentru formarea pe mașini de serie mică; Metoda de turnare continuă pentru bare și tuburi de bronz; Cuptor pentru topirea rapidă a metalelor neferoase.;

Öntöde nr. 5/1962

A. Roggos și L. Hainke. Influența incluziunilor nemetalice asupra calității pieselor turnate din aluminiu; L. Németh și Prókaypál. Încercări de producere a arborilor cotiți din fontă cu grafit nodular; K. Rutkowski. Controlul turnării metalelor neferoase pentru asigurarea de economii; Studiul grafitului şi rezistenţei fontelor cenuşii.

Prace Instytutoun Hutniczych nr. 2/1962

M. Starczewski. Rezistenţa materialelor celsiene la unii agenţi corosivi; R. Pampuch. Mecanismul stadiului iniţial al sinterizării pudrelor cristaline cu unul sau doi componenţi; S. Orzechowski. Grăuntele austenitic şi rezilienţa oţelului după tratamentul de îmbunătăţire; M. Smialovski şi colab. Influenţa ecruisării asupra ruperii oţelului saturat cu hidrogen pe cale electrolitică; J. Lassota. Contribuţii la problema fragilităţii aliajului Cu60Ni20Fe20 la temperaturi înalte.

Stali nr. 5/1962

L. R. Miguţkii şi colab. Experienţa fabricii de aglomerare a combinatului de îmbogăţire a minereurilor din sud; E. P. Lîskov şi colab. Obţinerea şi folosirea aglomeratului autofondant de mangan; B. N. Starşinov şi colab. Folosirea gazului natural la elaborarea fontei de afinare fosforoasă; N. N. Boborîkin şi colab. Creşterea creuzetului furnalului; I. M. Galemin şi R. P. Vanseidt. Cercetarea metalului din rosturile căptuşelii cuvei şi etalajului furnalului. C. G. Afanasiev şi colab. Elaborarea oţelului în convertizor de 55 t prin insuflare de oxigen pe sus; V. F. Bogatenkov şi colab. Oxidarea directă a impurităţilor băii cuptorului Martin cu oxigen în perioada topirii; A. M. Skrebţov şi V. A. Kostiuk. Influenţa zgurii cuptorului şi a materialelor refractare asupra impurificării oţelului cu incluziuni nemetalice; G. M. Iţkovici şi colab. Elaborarea în cuptoare electrice de 80 t şi turnarea continuă a oţelului necalmat; M. S. Kaţ şi colab. Obţinerea lingourilor compacte de fercrom carbon; P. F. Snejko. Bilanţul de materiale al şarjelor de ferotitan; A. P. Cekmarev şi colab. Introducerea laminării grinzilor economice; I. D. Kuzema şi colab. Alegerea unei forme raţionale a lingourilor mari destinate laminării tablelor; M. I. Boiarşnov şi A. F. Pimenov. Regimul de temperaturi şi profilarea cilindrilor destinaţi dresajului tablei; V. S. Rudoi şi colab. Căile îmbunătăţirii funcţionării ghidajelor de introducere la laminoarele în pas de pelerin; A. S. Astafiev şi V. S. Novoev. Sudabilitatea oţelului slab aliat 15 G. S.; V. G. Borisenko şi colab. Cercetarea stratului călit al cilindrilor pentru laminarea la rece a benzilor de oţel; V. S. Vedenski şi colab. Repartizarea incluziunilor nemetalice în lingourile de oţel de construcţie; V. I. Rospaseinko şi colab. Secţia de tratament termic a laminorului 2 800 de tablă groasă; L. L. Zusman. Fondul metalic al U.R.S.S.; V. G. Antipin şi colab. Organizarea flăcării în cuptoarele Martin, încălzite cu combustibil cu putere calorifică mare; B. V. Sazanov. Folosirea presiunii suplimentare a gazului de furnal; I. G. Tihomirov. Despre folosirea presiunii suplimentare a gazului de furnal la gura de încărcare; A. A. Malîh şi A. M. Spirina. Răcirea forţată cu aer a regeneratoarelor, la reparaţiile mijlocii ale cuptoarelor Martin.

Stahl und Eisen nr. 11/1962

A. J. Marx. Organizarea automatizării uzinelor metalurgice; J. Wetzger. Introducere în elementele fizice ale tranzistorilor şi importanţa tranzistorilor pentru tehnica reglării; R. Jötten. Tehnica cuplării şi construcţia de aparate cu tranzistori pentru reglarea comenzilor; F. Osttenburger. Tranzistorii în reglarea comenzilor; M. Syrbe. Aparate cu tranzistori cu semnal bivalent, utilizate în tehnică pentru comandă şi informare; J. Foerster. Experienţe făcute în scopul folosirii tranzistorilor în uzinele siderurgice.

Journal of the iron and steel institute nr. 6/1962

E. W. Voice şi K. G. Dixon. Productivitatea furnalelor; G. R. Morton. Furnalul de la Duddon Bridge; P. G. Forrest. Comportarea la oboseală a oţelului moale peste 500°C; C. H. White şi R. W. Honeycombe. Schimbări structurale în timpul deformării la aliajele foarte pure de Fe—Mn—C; S. Garber. Un nou ciclu de recoacere continuă a tablei negre.

Revue de Métallurgie nr. 4/1962

A. Moutot. Încărcarea automată prin conveiere cu bandă a furnalelor B de la uzina Louvroil (USINOR); M. Rossi. Studiul aerodinamic asupra modelului redus al curgerilor gazoase în cuptorul Martin încălzit cu păcură; P Coron. Nou oţel de înaltă rezistenţă P4x-v; F. Creton şi colab. Studiul influenţei unor variabile asupra comportării lingotierelor; V. Berruti şi S. di Bartolo. Influenţa dresajului la maşina cu role dresoare asupra caracteristicilor tablelor de oţel moale destinate ambutisării adînci; P. Vasselin şi colab. Studiul structurilor şi proprietăţilor unui aliaj Cu—Mn—Al; R. Develany şi M. Croukeilles. Îmbunătăţiri aduse sudabilităţii aliajului A—Z4G.

Les mémoires scientifiques nr. 4/1962

G. Henry şi colab. Contribuţii la studiul influenţei precipitării asupra fragilităţii şi sensibilităţii la coroziunea intergranulară a oţelurilor inoxidabile austentice; P. Margotin şi R. Durand. Controlul purităţii metalelor prin măsurarea rezistivităţii la temperaturi joase; S. Drapal. Contribuţii la teoria descompunerii cementitei în fontele maleabile; G. Jegaden şi colab. Contribuţii la studiul deformării plastice a tablelor. Nou extensometru pentru măsurarea raportului deformării grosimii şi mărirea încercării de tracţiune. J. P. Villain şi J. de Fouguet. Evoluţia capacităţii de amortizare a fierului slab carburat, după încercarea la oboseală prin torsiune alternativă; M. Levasseur şi J. de Fouguet Studiul oboselii „zircaloy-2" prin torsiuni alternative la temperatura ambiantă; J. M. Rouberol şi colab. Dispozitiv de măsurare automată pe microsonda C.A.M.E.C.A; Principiu şi exemple de aplicare.

La metallurgia italiana nr. 3/1962

A. Bia şi A. Gallo. Consideraţiuni despre influenţa lubrifiantului asupra compresibilităţii şi efortului de extracţie a unor pudre de fier; L. Matteoli şi A. Bianchini. Tehnica metalografică pentru examinarea produselor sinterizate; A. Gallo. Eliminarea clorurilor la fabricarea pudrelor de fier electrolitic.

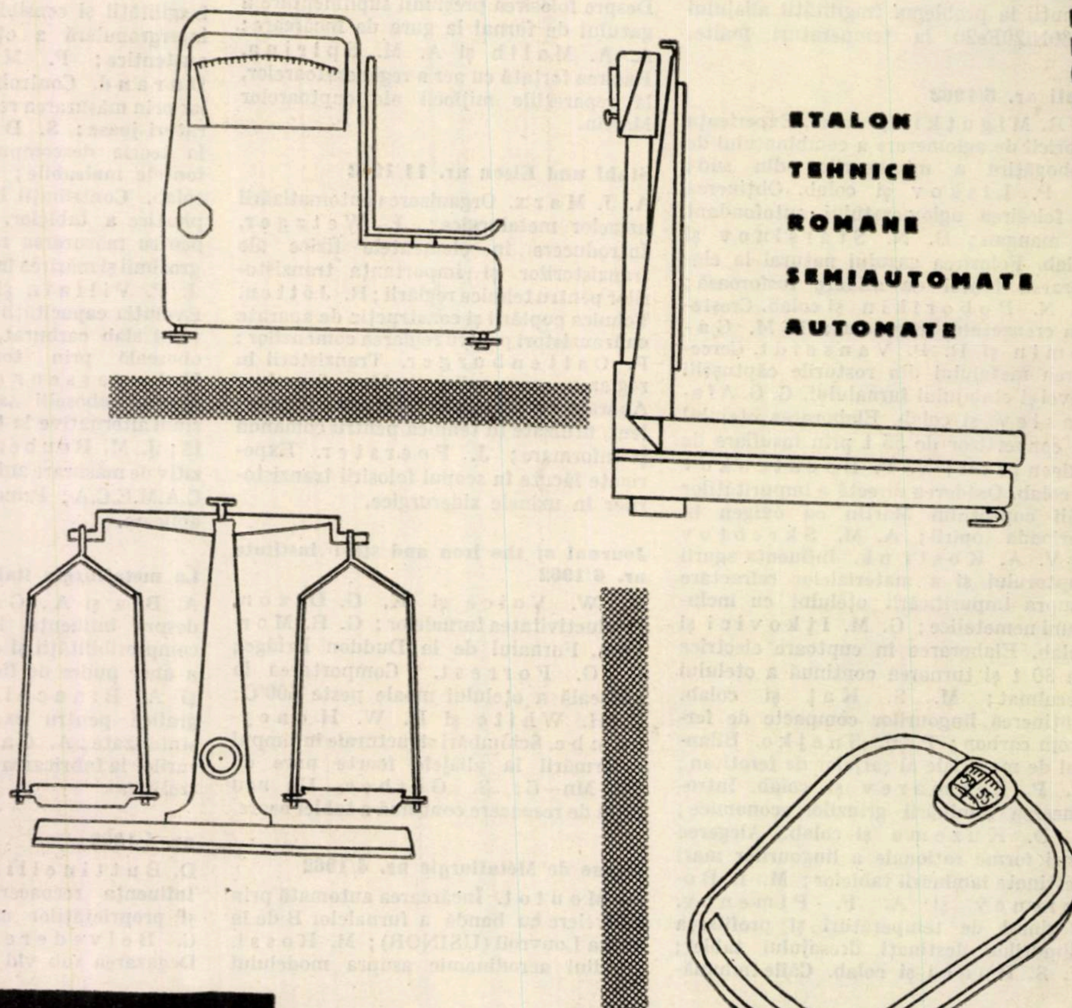
nr. 4/1962

D. Buttinelli şi G. de Gregorio. Influenţa recoacerii asupra structurii şi proprietăţilor mecanice ale S.A.P.; C. Belvedere şi A. Concina. Degazarea sub vid a oţelului lichid.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

BALANȚE ȘI BASCULE

DE LA 1 kg LA 200 t



ETALON
TEHNICE
ROMANE
SEMIAUTOMATE
AUTOMATE

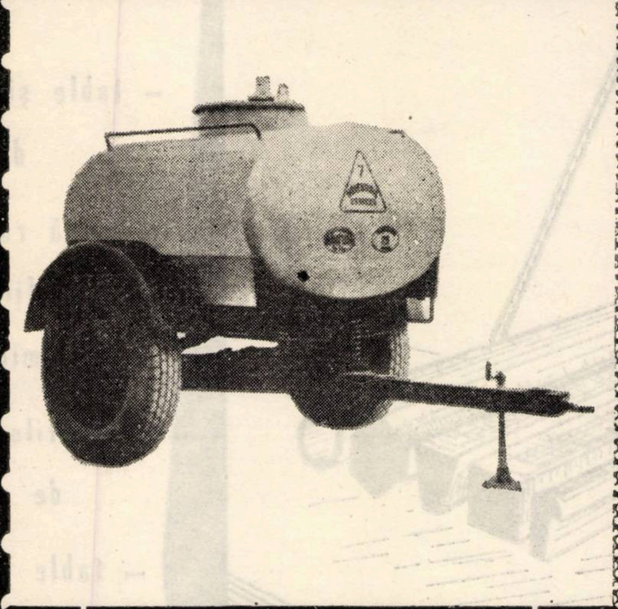
EXECUTĂ

UZINA „BALANȚA" SIBIU

CALEA GUȘTERIȚEI Nr. 21—23 • TELEFON 6200

„7 NOIEMBRIE"

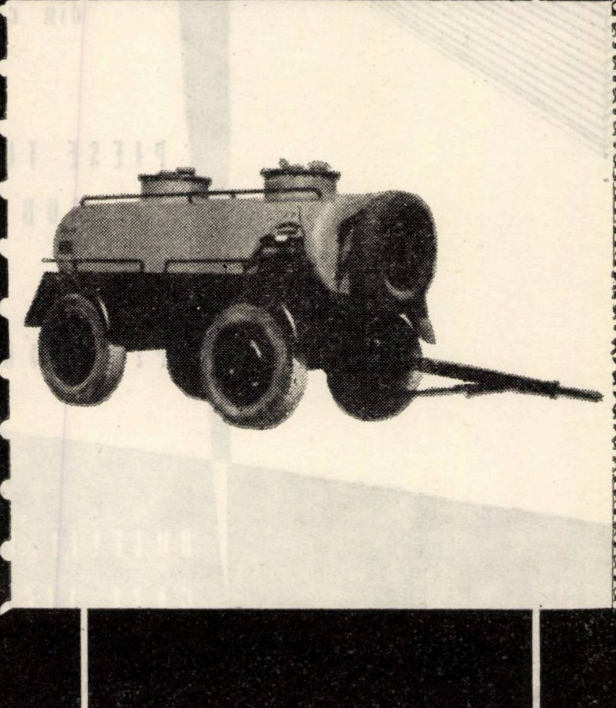
UZINA DE CONSTRUCȚII DE MAȘINI
CRAIOVA



REMORCA-CISTERNĂ RC–1,8
(pentru tractor)

Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă ...... aprox.	1 800 2×110 l
— Greutatea proprie	1 150 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	3 305 mm
— lățimea totală	2 125 mm
— înălțimea maximă	1 960 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 755 mm
— Viteza maximă	25 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	26°
— cisterna goală	31°



REMORCA-CISTERNĂ RC–3,6

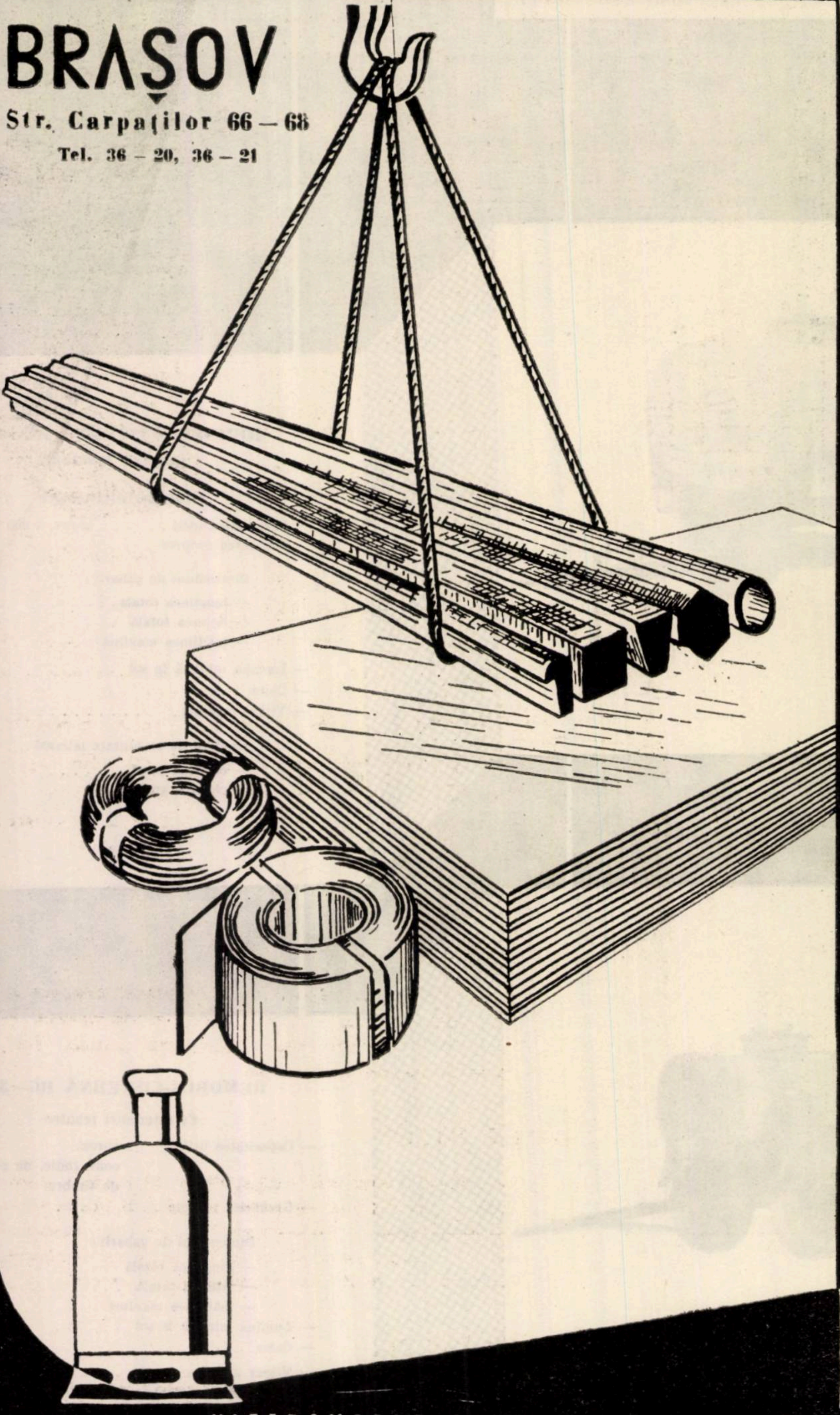
Caracteristici tehnice

— Capacitatea utilă .... aprox. conf. indic. de pe placa de timbru.	3 600 l
— Greutatea proprie	2 300 kg
Dimensiuni de gabarit:	
— lungimea totală	5 250 mm
— lățimea totală	2 000 mm
— înălțimea maximă	2 200 mm
— Lumina minimă la sol	300 mm
— Calea	1 600 mm
— Viteza maximă .... (în funcție de categoria drumurilor)	25—40 km/h
Unghiul de stabilitate laterală:	
— cisterna plină	26°
cisterna goală	31°

metrom

INTREPRINDEREA METALURGICĂ

BRAŞOV
Str. Carpaţilor 66 – 68
Tel. 36 – 20, 36 – 21



LAMINATE ŞI TRASE
DIN NEFEROASE
UŞOARE ŞI GRELE

- table şi benzi din aluminiu
- sîrmă rotundă şi profilată din aluminiu
- profile din aliaje de aluminiu
- table şi benzi din cupru şi alamă
- ţevi, bare şi profil din cupru şi ala

PIESE TURNATE SUB PRESIUN

PIESE FORJATE

BUTELII PENTRU GAZE LICHEFIATE

VITEZOMETRE PENTRU AUTOVEHICULE
CONTOARE DE ORE PENTRU TRACTOARE.

TAYLOR-HOBSON

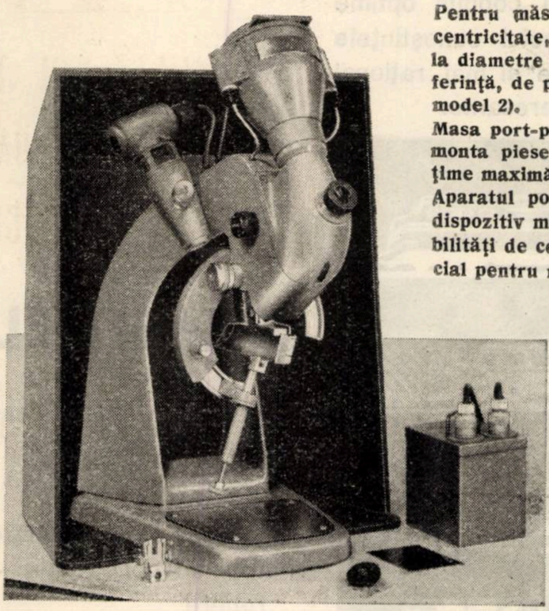
„TALYROND"– Model 50

APARAT PENTRU MĂSURAREA ABATERILOR DE LA CIRCULARITATE ŞI CONCENTRICITATE

Pentru măsurarea abaterilor de la circularitate şi concentricitate, în cazul unei măriri radiale pînă la 10 000 x la diametre pînă la 355 mm, se foloseşte un dorn de referinţă, de precizie (folosit şi la aparatul „TALYROND"— model 2).

Masa port-piesă este astfel concepută încît să se poată monta piese cu o greutate pînă la 68 kg, avînd o înălţime maximă de gabarit de 254 mm.

Aparatul poate fi prevăzut cu următoarele accesorii: dispozitiv magnetic pentru fixarea piesei, masă cu posibilităţi de centrare şi aşezare orizontală, dispozitiv special pentru mărire de 20 000 x.

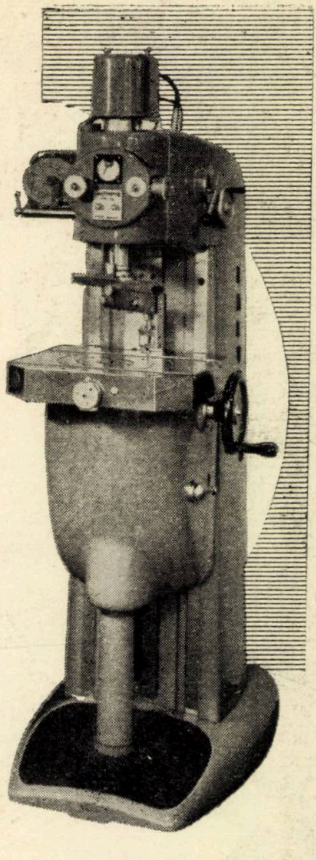


Microscop pentru palete de turbină

MICROSCOP PENTRU PALETE DE TURBINĂ X 20

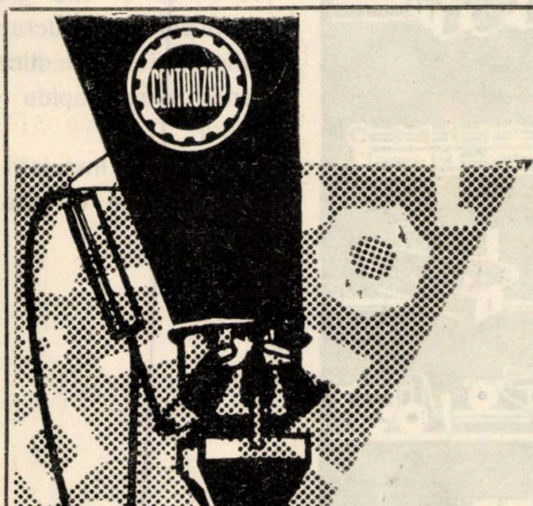
Aparatul este un microscop cu grosismentul 20 x pentru controlul bordurilor de atac şi de fugă ale paletelor de turbină. La acest grosisment se pot observa în bune condiţii abateri de 0,025 mm, atunci cînd imaginea este optic suprapusă peste desenul de referinţă.

Aparatul este prevăzut cu port-piesă corespunzător şi cu dispozitiv de reglare optică.



TALYROND — Model 50

THE RANK ORGANISATION
RANK TAYLOR HOBSON DIVISION
STOUGHTON STREET · LEICESTER · ENGLAND



INTREPRINDERE DE COMERŢ EXTERIOR

CENTROZAP

KATOWICE • REPUBLICA POPULARĂ POLONĂ

Execută :

- **proiecte de turnătorii noi, complete, precum şi de mecanizare, automatizare, modernizare şi mărire a turnătoriilor existente pentru fier, oţel şi metale neferoase.**

Furnizează :

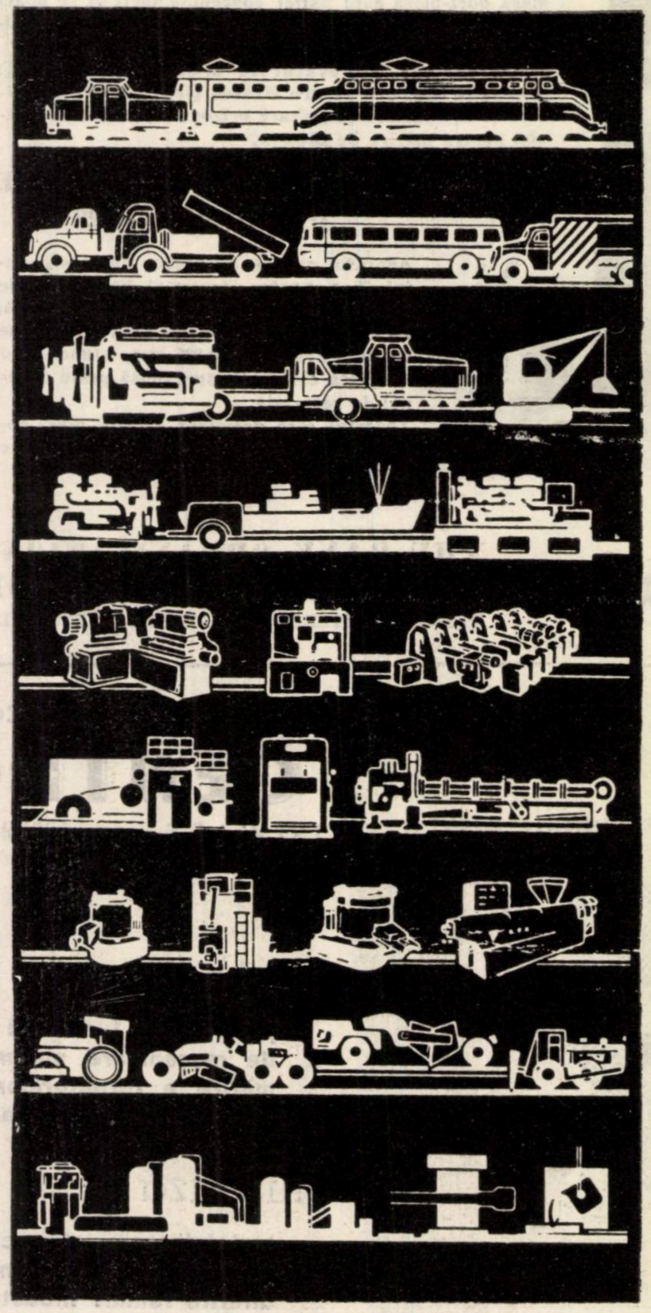
- **instalaţii complete, echipament şi maşini standard individuale pentru turnătorii deservind diferite ramuri industriale (uzine de automobile şi echipament electric, de articole sanitare, de ţevi de fontă, de maşini agricole etc.).**

Garantează :

- **întreaga mecanizare a proceselor tehnologice;**
- **automatizarea liniilor de producţie după soluţiile cele mai moderne;**
- **indici economici şi tehnici ridicaţi.**

HENSCHEL

Produsele multilaterale ale uzinelor HENSCHEL oferă inginerilor de pretutindeni condiţii optime pentru a pune în slujba progresului cunoştinţele lor tehnice şi a găsi mai repede şi mai raţional soluţiile problemelor interesante.



HENSCHEL

Livrează în toată lumea:

- Locomotive
- Camioane
- Omnibuse şi autoutilitare
- Maşini de construcţii rutiere
- Motoare Diesel şi agregate Diesel
- Maşini-unelte
- Laminoare şi prese
- Transmisii şi axe grele
- Maşini pentru prelucrarea materialelor plastice
- Generatoare rapide de abur
- Aparatură şi instalaţii
- Semifabricate turnate şi forjate

Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la HENSCHEL-WERKE — societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE

Aktiengesellschaft
Kassel
Bundesrepublik Deutschland

SECIM

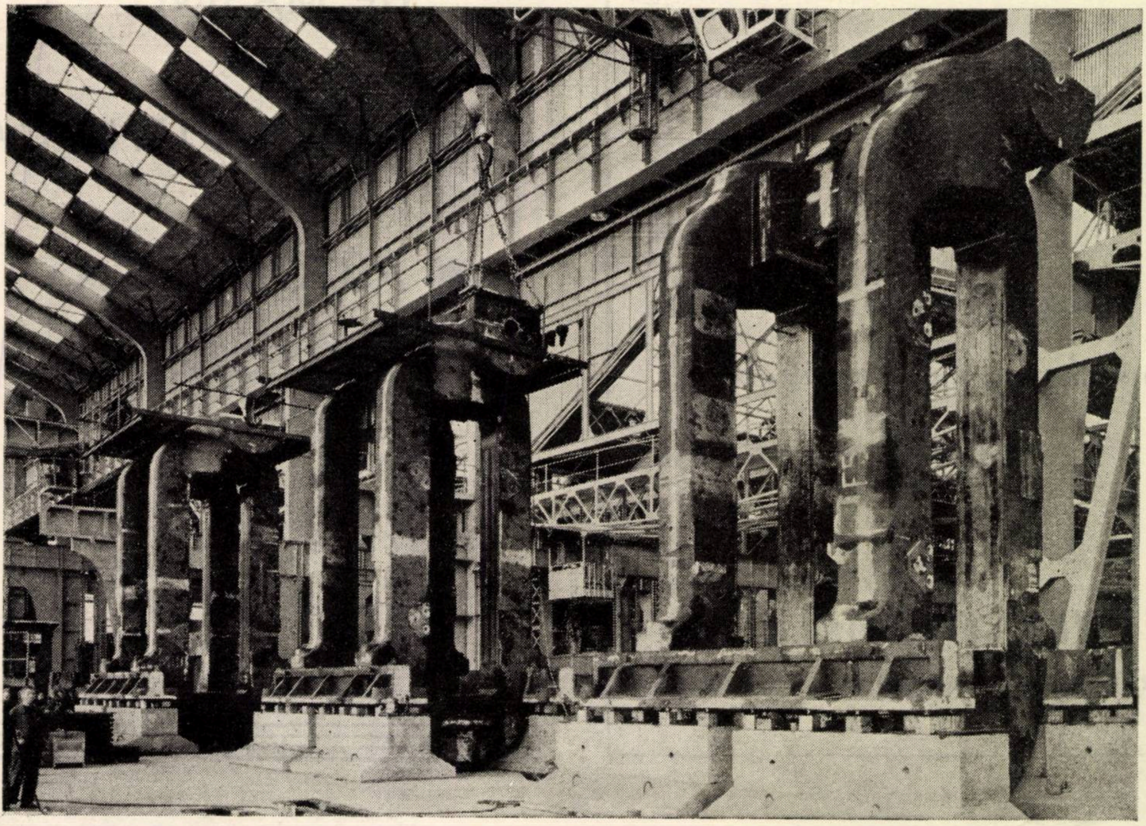
SECȚIA LAMINOARE

Etablissements

DELATTRE et FROUARD

Reunis
12, rue de Metz
COURBEVOIE (Seine) FRANCE
DEF. 42—60

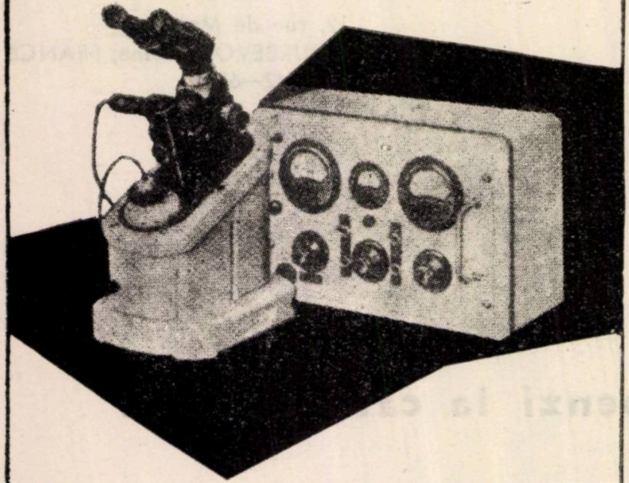
Tren de laminoare de benzi la cald de 2 m



Caje finisoare în curs de montare la Uzina din Ferrière la Grande, destinate trenului de laminoare de benzi late, care va fi instalat în noul complex siderurgic de la Dunkerque.

CARL ZEISS
JENA

Aparat de lustruire electrolitică



cu examinare microscopică simultană

în timpul operației de lustruire

pentru lustruire neselectivă (luciu)

și pentru lustruire selectivă (atac) a metalelor,

în special pentru cercetări metalografice.

Cereți prospectul 30

VEB Carl Zeiss JENA

REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

Abonați-vă
la revistele:

- METALURGIA ȘI CONSTRUCȚIA DE MAȘINI
- ELECTROTEHNICA
- AUTOMATICA ȘI ELECTRONICA

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Чезар Аврам: **Использование в доменной печи природного газа одновременно с обогащением воздуха кислородом.**

Анализируются изменения которым подвергаются основные параметры работы домны в случае использования природного газа одновременно с обогащением вдуваемого воздуха кислородом. Рассматривается технико-экономический эффект применения кокса обогащенного кислородом в домне подогретой до различных температур в пределах 600—1 200°С с одновременным добавлением природного газа с таким расчетом, чтобы тепловой и гидродинамический режим домны остался без изменений.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 9, стр. 769—779

Петре Марку, Елена Рэдулеску, Бартоломеу Василеску: **О выработке и отливке тройной бронзы** Cu—Sn—Pb.

В статье обобщаются работы проведенные для уточнения технологии выплавки и отливки бронзы с оловом и свинцом типа Cu—Sn—Pb, предназначенной для изготовления подшипников новейших агрегатов, работающих на высоких оборотах и при большом удельном давлении.

Выводятся заключения о проведенных лабораторных работах и вносятся предложения по производству бронзы в полупромышленных условиях.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 9, стр. 780—783

Ласкэр Замфиреску: **Пламенная поверхностная закалка зубчатых колес.**

В статье освещается опыт приобретенный в области поверхностной закалки пламенем зубчатых колес модуля 8—24 мм в связи с выпуском опытного образца автоматической машины для закалки зубчатых колес, применяемых в цементной промышленности.

Даются указания о теоретических принципах способа, практические методы расчета параметров процесса, проведенного после изготовления машины на Бухарестском заводе 23 Августа и излагаются результаты лабораторных испытаний закаленных зубцов.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 9, стр. 784—790

Петру Думитрашку: **Гидродинамика металлических расплавов.**

Течение металлических жидкостей в специфических металлургических системах отливки выходит за пределы классической гидравлики вследствие существенно неизотермического характера течения, воздействующего как на саму жидкость, так и на систему в которой она протекает.

Изучение явлений этого процесса является предметом новой отрасли технической науки — металлургической гидравлики, — исследования которой направлены на удовлетворение запросов промышленности в целях заблаговременной правильной разработки заводских условий на опытных моделях.

Настоящая статья подводит научную основу под метод моделирования течения металлических жидкостей (самой жидкости и системы для отливки); при этом описывается применяемый ныне способ и указываются методы приспособления к конкретным случаям, возникающим в практике на производстве.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 9, стр. 790—795

Мирча Попеску, Петре Шандру, Аурелия Цопа: **Метод определения происхождения экзогенных макроскопических неметаллических включений в стали.**

Метод радиоактивных индикаторов применяется в соответствии с литературными данными по определению происхождения неметаллических включений в стали и, особенно, для определения участия огнеупорных материалов в их образовании.

Для конкретного случая, где требуется определение происхождения экзогенных макроскопических неметаллических включений в стали для осей, разработан и испытан в промышленных условиях радиоактивный метод.

В качестве радиоактивного индикатора использовался кальций ^{45} (под видом $CaCl_2$), введенный в огнеупорные материалы составной части литейной установки сифонного типа, причем для детектирования сделали авторадиографию стальных проб.

Были обнаружены включения происходящие из огнеупорных материалов линейной установки.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 9, стр. 795—799

Георге Тэкуту, Ион Целли: **Применение самовсасывающих форсунок в печах для отжига туннельного типа.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) № 9, стр. 799—800

Машиностроение

Мирча Постельничвску: **Определение оптимальной температуры выхода топочных газов из агрегатов паровых котлов.**

В статье сначала освещаются два метода оценки экономической эффективности капиталовложений, применяемые в общем случае.

Затем определяется наименьшая температура, при которой топочные газы могут быть выпущены из парового котла; далее определяется оптимальная температура с технико-экономической точки зрения, на основе одного из изложенных методов.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 9, стр. 801—805

Адриан Думитреску: **Некоторые вопросы производства мощного морского дизельного двигателя в нашей стране** (II).

Показываются современные направления в производстве мощных морских дизельных двигателей в связи с развитием судовых конструкций и конструкций систем судовых винтов; затем анализируются перспективы производства этих двигателей в РНР.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 9, .стр. 805—815

Михаил Попов, Илие Митрика, Еуджен Дечу: **К вопросу обточки румынских углеродных сталей.**

В статье освещаютя результаты экспериментальных исследований относительно оптимальных углов лезвия и оптимального режима обточки при обработке румынских сталей.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) № 9, стр. 816—824

Штефэнуца Енаке: **О вопросе изучения влияния микрогеометрии и износа лезвия инструмента на шероховатость обрабатываемой поверхности.**

В статье анализируется влияние качества рабочих поверхностей лезвия инструмента на чистоту обрабатываемых поверхностей, а также влияние износа инструмента на тот же параметр.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 9, стр. 825—833

Николае Карамавру: **Продольная устойчивость тракторов на колесном ходу.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962), № 9, стр. 834—837

Дан Мильковяну: **Определение коэффициента избытка воздуха в дизельных двигателях.**

Описывается определение избытка воздуха в ряде дизельных двигателей с помощью сконструированного автором расходомера.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) № 9, стр. 737—839

Изобретательство—новаторство 840—841
Документация 842—852
Рецензии 853—854
Информации 855—856
Обзор журналов 856—857

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Cezar Avram: Die **Verwendung des Erdgases bei gleichzeitiger Zufur von Sauerstoff in die Verbrennungsluft der Hochöfen.**

Es werden die Änderungen analysiert, die die wichtigsten Betriebsparameter des Hochofens bei Verwendung von Erdgas und gleichzeitiger Zufuhr von Sauerstoff in die Verbrennungsluft erleiden. Ferner behandelt der Verfasser die technisch-wirtschaftlichen Ergebnisse der Verwendung der sauerstoffangereichterten und auf 600 — 1 200°C erhitzten Verbrennungsluft bei gleichzeitigem Zusatz von Erdgas. Der Zusatz wurde in der Weise berechnet, dass das thermische und hydrodynamische Regim des Hochofens gleich bleibt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 769—779

Petre Marcu, Elena Rădulescu und *Bartolomeu Vasilescu*: **Beiträge zum Erschmelzen und Giessen der tärneren Cu-Sn-Pb-Bronze.**

Der Aufsatz enthält eine Synthese der Arbeiten zur Festlegung der Schmelz-und Giesstechnologie der Bronze mit Stanium-und Bleizusatz Typ Cu-Sng -Pbg die zur Herstellung der Lager bei modernen Aggregaten verwendet werden, die grossen Turenzahlen und hohen Druck standhalten müssen. Es werden Schlussfolgerungen zu den Laboratoriumsversuche gezogen und Vorschläge uber die Herstellung im halbindustriellen Masstab unterbreitet.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 780—783

Lascăr Zamfirescu: **Das Oberflächenhärten durch Brennen der Zahnräder.**

Der Aufsatz behandelt die Erfahrung im Bereich der Oberflachenhärten durch Brennen der 8—24 Zahnräder beim Bau des Prototyps einer automatischen Härtungsmaschine für die Ritzel der Zementstreken. Der Verfasser gibt Anleitungen über die theoretischen Prinzipien des Prozesses, die praktischen Berechnungsmethoden der Prozessparametern die beim Bau dieser Maschinen in den Bukarester „23 August" Werken einer Prüfung unterzogen wurden. Ferner enthält der Aufsatz die Ergebnisse der Laborprüfungen denen die gehärteten Zahnräder unterzogen wurden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 784—790

Petru Dumitraşcu: **Die Hydrodynamik der metallischen Schmelzen.**

Das Fliessen der metallischen Flüssigkeiten in den betreffenden metallurgischen Gussformen tritt aus dem Rahmen der kalssischen Hydraulik, da das Fliessen einen nicht isothermischen Grundcharakter aufweist. Dieser Charakter wirk sich sowohl auf die Flüssigkeit selbst, als auch auf das durchfliessende System aus.

Das Studium der Erscheinungen diesses Prozesses bildet das Thema des neuen technischen Wissenszweiges, der „Metallurgischen Hydraulik", dessen Forschungen auf die Bedürfnisse der Industrie ausgerichtet sind, um in berichtigender Weise die Werkbedingungen durch Modellversuche vorauszubestimmen.

Der vorliegende Aufsatz begründet wissenschaftlich das Verfahren des Modellierens des Metallflusses (die Flüssigkeit selbst und die Gussform) beschreibt das gegenwärtige Verfahren und führt die realen Fälle an, die in der Industriepraxis auftreten.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 790—795

Mircea Popescu, Petre Şandru und Aurelia Ţopa: **Die Verfahren zur Bestimmung der Herkunft der mikroskopischen nichtmetallischen Einschlüsse in Stahlgussblöcken.**

Das Verfahren der Leitisotope wird entsprechend der in der Fachliteratur enthaltenen Angaben für die Bestimmung der Herkunft nichtmetallischer Einschlüsse im Stahl und vor allem für die Bestimmung des Einflusses der feuerfesten Stoffe auf deren Bildung verwendent. Für einen konkreten Falll bei dem die Herkunft mikroskopischer Einschlüss im Achsenstahl bestimmt werden sollte, wurde ein industriell erprobtes radioaktives Verfahren ermittelt. Als Leitisotop wurde Ca^{45} verwendet, womit die feuerfesten Stoffe der Gespannplatte gekennzeichnet wurden-Die Ermittelung erfolgte mit Hilfe autoradiographisch gewonnener Bilder der Stahlproben, wodurch die aus feuerfesten Stoffen in der Zusammensetzung der Gespannplatte stammenden Einschlüsse zu Tage treten

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), H. 9, S. 795—799

Gh. Tăcutu und *Ion Czelli*: **DieVerwendung der selbstsaugenden Injektoren von Tunnelöfen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 799—800

Maschinenbau

Mircea Postelnicescu: **Die Festlegung der optimalen Temperatur für das Entfernen der Verbrennungsgase aus den Dampfkesselaggregaten.**

Im Aufsatz werden zunächst zwei Verfahren zur Bestimmung der Wirtschaftlichkeit der Investitionen dargelegt, Verfahren, die allgemein anwendbar sind. Sodann wird die Mindesttemperatur festgelegt, bei der die Verbrennungsgase aus einem Dampfkessel entweichen können.

Auf Grund der dargelegten Verfahren wird ferner die vom technisch-wirtschaftlichen optimalen Temperatur ermittelt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 801—805

Adrian Dumitrescu: **Einige Fragen des Baues von Grosschiffdiesel in Rumänien (II).**

Es werden die gegenwärtigen Ausrichtungen im Bau des Grosschiffdiesels gezeigt, geknüpft an die Entwicklung des Schiffbaus und der Antriebssysteme der Schiffe. Sodann werden die Perspektiven des Baus dieses Motors in der RVR analysiert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14*, (1962), H. 5, S. 805—815

Mihail Popov, Ilie Mitrică und *Eugen Deciu*: **Im Zusammenhang mit dem Drehen rumänischer Karbonstähle.**

Der Aufsatz enthält die Ergebnisse der experimentellen Studien über den optimalen Schneidewinkel und die optimalen Schneidebedingungen beim Drehen rumänischer Stähle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 816—824

Ştefănuţă Enache: **Beiträge zum Studium der Mikrogeometrie und der Abnutzung der Werkzeugschneide auf die Glätte der bearbeiteten Flächen.**

Im Aufsatz wird der Einfluss der Güte der Schneideflächen auf die Glätte der bearbeiteten Flächen und der Einfluss der Abnutzung des Schneidewerkzeugs auf den gleichen Parameter untersucht.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 825 —833

Nicolae Caramavru: **Die Längestabilität der Radschlepper.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) H. 9, S. 834—837

Dan Milcoveanu: **Die Bestimmung des Luftüberschuss-Koeffizienten bei den Ottomotoren (Brennkraft-Kolbenmotoren).**

Der Verfasser beschreibt ein Messgerät zur Bestimmung des Luftüberschusses bei Dieselmotoren, das von ihm entwickelt wurde.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 9, S. 837—839

Erfindungen-Neuerungen 840—841

Dokumentation 842—852

Buchbesprechungen 853—854

Nachrichten 855—856

Zeitschriftenschau 856—857

SOMMAIRE

Metallurgie

Cezar Avram : **L'utilisation du gaz méthane au haut-fourneau, de pair avec l'enrichissement de l'air par oxygène.**

On presente une analyse des modifications qu'on prevoit pour les principaux paramétres de fonctionnement du haut-fourneau, dans le cas de l'utilisation du gaz méthane — de pair avec l'enrichissement de l'air par soufflage avec oxygène

On traite des effets téchniques et économiques qui s'ensuivent de l'emploi, au fourneau, du coke enrichi avec de l'oxygène, préchauffé à différentes temperatures — entre 600 et 1200 C — de pair avec un supplément de gaz méthane, calculé de manière que le régime thérmique et hydrodinamique du haut-fourneau n'enregistre pas de changements.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 769–779

Petre Marcu, Elena Rădulescu et Bartolomeu Vasilescu : **Contributions a l'élaboration et la coulée du bronze ternaire Cu — Sn — Pb.**

On présente une synthése des travaux effectués pour l'établissement de la téchnologie d'élaboration et de la coulée du bronze avec étain et plomb du type Cu-Sn-Pb, a destination du confectionnement des paliers pour les agrégats modernes a grandes vitesses de rotation et a hautes pressions spécifiques.

On presente des conclusions sur les travaux effectués en laboratoire, et des propositions en regard de la fabrication en phase semi-industrielle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 780–783

Lascăr Zamfirescu : **La trempe superficielle à flamme des roues dentées.**

L'article expose l'éxperience dans le domaine de la trempe superficielle à flamme des roues dentées ayant un module de 8 à 24 mm, acquise à l'occasion de l'exécution du prototype d'une machine automatique pour la trempe de pignions des lignes technologiques de ciment.

On donne des indications sur les principes théoriques du procédé et les méthodes pratiques de calcul des paramètres du processus, verifiées par suite de la réalisation de la machine précitée par les usines ,,23 August" de Bucarest ; on expose les résultats des essais éffectués au laboratoire sur les dents trempées.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 784–790

Petru Dumitraşcu : **L'hydrodynamique des metaux fondus.**

L'écoulement des liquides métalliques dans les systèmes de coulée spécifiques en métalurgie, sort du cadre de l'hydraulique classique par le caractère fondamentalement nonisothermique du processus d'écoulement, caractère qui affecte tant le liquide lui-meme que le système a travers lequel il coule.

L'étude des phénomènes de ce processus forme l'objet de la nouvelle branche de science technique, ,,l'Hydraulique Métallurgique". dont les recherches se concentrent sur les demandes de l'industrie dans le but d'anticiper d'une manière corrective les conditions usinales par des expérimentations sur modèles.

Le présent article établit le fondement scientifique de la méthode du modelage de l'écoulement des liquides métalliques (le liquide lui-meme et le système de coulée), montre le procédé actuel et indique les adaptations aux cas réels qui apparaissent dans la pratique industrielle.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 790–795

Mircea Popescu, Petre Şandru et Aurelia Ţopa : **Méthode pour la détermination de l'origine des inclusions non-métalliques, macroscopiques et éxogénes dans l'acier.**

La méthode des traceurs radioactifs est employée conformément aux données de la littérature, pour la détermination de l'origine des inclusions non-métalliques dans l'acier et tout spécialement pour déterminer la contribution des materiaux réfractaires à la formation des inclusions.

Pour un cas concret, dans lequel on demande a déterminer l'origine des inclusions non-métalliques macroscopiques éxogènes dans l'acier destiné aux essieux, on a concu et expérimenté — en production industrielle — la méthode radioactive. L'on a employé comme traceur radioactif le calcium 45, introduit dans les materiaux refractaires qui composent le pont de coulée (coulage du type siphon), tandis que pour détection, on à radiographié sur film les échantillons d'acier.

De cette facon, l-on à mis en évidence les inclusions provenues des materiaux refractaires du pont de coulée.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 795—799

Gheorghe Tăcutu et Ion Czelli : **L'emploi des injecteurs à autoaspiration dans les fours de recuit du type tunnel.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 799—800

Constructions mécaniques

Mircea Postelnicescu : **La mise au point de la temperature optima de l'évacuation des gaz de combustion provenant des agrégats de chaudières à vapeur.**

On présente, en premier lieu, deux méthodes d'appréciation de l'efficacité économique des investitions, méthodes applicables dans le cas general.

Ensuite, on y détermine la température minima á laquelle les gaz de combustion peuvent etre evacués d'une chaudière à vapeur ; après, l-on établit la temperature optima du point de vue téchnique et économique, ayant comme base l'une des deux méthodes présentées.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 801– 805

Adrian Dumitrescu : **Problemes concernant la fabrication en R.P.R. des grands moteurs Diesel marins (II).**

On montre les tendances actuelles dans le construction des grands moteurs Diesel marins, rattachées à l'evolution des constructions navales et des systèmes de propulsion des navires ; on analyse ensuite les perspectives concernant la fabrication en R.P.R. de ces moteurs.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, pag. 805–815

Mihail Popov, Ilie Mitrică et *Eugen Deciu* : **Sur le travail au tour des acier au carbone roumains.**

L'article présente les résultats des études experimentales sur les angles optima du tranchant et sur le meilleur régime de coupe pour le travail au tour des aciers roumains.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 816—824

Ştefănuţă Enache : **Contribution à l'étude de l'influence de la microgéométrie et de l'usure de l'outil sur la rugosité de la surface usinée.**

Dans le présent article on analyse l'influence de la qualité des surfaces actives de l'outil sur la rugosité des surfaces usinées, de même que l'influence de l'usure de l'outil sur le même paramètre.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 825–833

Niculaie Caramavru : **La stabilité longitudinale des tracteurs sur roues.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 834–837

Dan Milcoveanu : **Détermination du coéfficient de l'excés d'air pour les moteurs Diesel.**

On expose la méthode de détermination de l'excés d'air de quelques moteurs Diesel, à l'aide d'un compteur de débit construit par l'auteur.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 9, pag. 837—839

Inventions 840–841
Documentation 842–852
Comptes-rendus 853–854
Informations 855–856
Revue des Revues 856–857

CONTENTS

Metallurgy

Cezar Avram : **The use of methane gas in blast furnace, concomitant with the enrichment of the air with oxigen.**

An analysis is made of the changes which the furnace's main operational parameters will undergo in case of the methane gas use, concomitant with the enrichment of air by oxigen breathing. A discussion is carried out on the technical and economical effects of the furnace use of oxigen-enriched coke, preheated at various temperatures between 600 and 1200 C, concomitent with an addition of methane gas, so calculated that the furnace's thermic and hydrodinamic system does not change.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), nr. 9. p. 769—779

Petre Marcu, Elena Rădulescu and *Bartolomeu Vasilescu* : **Contribution on the preparation and casting of Cu-Sn-Pb ternary bronze.**

A synthesis is presented on works carried out with the aim of settling the preparation and casting procedures of bronze with tin and lead of Cu-Sn-Pb type, meaned to the manufacture of bearings for modern machines, with high speeds and specific pressures.

Conclusions are drawn regarding the work performed in laboratories, and suggestions are giben concerning a semi-industrial production.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 780—783

Lascăr Zamfirescu : **The shallow hardening with flame of cogged wheels.**

The paper is based on the experience gained in the field of flame shallow hardening, of cogged wheels with moduli between 8 and 24 mm, occasioned by the construction of the prototype for an automatic machine for cement lines pinions' hardening.

Indications are given of the theoretical principles of the procedure, and the practical methods for calculating the process'parameters, verified upon the machine's achievement in the ,,23 August'' Works, Bucarest. The results of laboratory tests on hardened tooths are exposed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 784—790

Petru Dumitraşcu : **Hydrodynamics of metallic melts.**

The flow of liquid metals through specific metallurgical gating systems sets apart from the classical hydraulics by the fundamentaly nonisothermal charcter of the flow process, which affects both, the liquid and the gating system.

The study of this process'phenomena is the object of the new technical science branch ,,Metallurgical Hydraulics'' whose operations researches are centred upon the industry's demands in view to correctively anticipate the works conditions by experimenting on scaled models.

This paper establishes the scientifical basis of the method to simulate the metal liquid flow (the liquid itself and the gating system), shows the present procedure and indicates the adaptations to the actual cases that appear in the works practice.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 790—795

Mircea Popescu, Petre Şandru and *Aurelia Ţopa* : **A method for determining the source of macroscopic exogenous non-metallic inclusions in steel.**

The radioactive tracers method is used according to literature data in determining the non-metallic inclusion source in steel and especially in determining the contribution of refractories in the formation of the same.

For a concrete case, in which the determination of the origin of macriscopic exogenous non metallic inclusions in axle tree steel is required, a radioactive method was designed and experimented in the industrial field. Ca-45 as CaCl was used as a radioactive tracer, which was introduced in the refractory material of the bricks which compose the poured installation of siphon type, as for detection, there has been made the film autoradiography of steel samples.

In this manner, there were put into evidence the inclusions resulting from the refractory materials of the poured installation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini, *14* (1962) nr. 9, p. 795—799

Gheorghe Tăcutu and *Ion Czelli* : **The use of autoblowing injectors with tunnel type re-baking furnaces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 799—800

Machine building

Mircea Postelnicescu : **The settling of the best ejection temperature of burning gases from steam boilers.**

At first, the study presents two methods for estimating the economic efficiency of investments, methods that are applicable for a general case.

Then, the minimum temperature is determined at which the burning gases could be ejected form a steah boiler ; going on the best temperatures are settled — from a tehnical and economic point of view — based upon one of the exposed methods.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 801—805

Adrian Dumitrescu : **Some problems relating to the manufacture of large marine Diesel engines (II).**

The present trends in building large marine Diesel engines, connected with the recent development in ship-building and propelling systems are discussed, as well as the prospects relating to the construction of this engine in the R.P.R.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962), nr. 9, pag. 805—815

Mihail Popov, Ilie Mitrică and *Eugen Deciu* : **On turning of the rumanian carbonaceus steel.**

The paper presents the results of experimental studies on optimal angles of the cutting edge, and on the best cutting rate in turning rumanian steel.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 816—824

Ştefănuţă Enache : **The influence of microgeometry and wear of tool edge on the rugosity of the processed surface.**

The author analyses the way in which the smoothness of the processed surfaces are effected by the quality of active parts in tool edge, and by the wear of tools.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 825—833

Nicolaie Caramavru: **The longitudinal stability of wheeled tractors.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 834—837

Dan Milcoveanu : **Determining the excess air coefficient in Diesel motors**

The way of determining the air excess in some Diesel motors, by means of a delivery meter built by the author, is shown.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) nr. 9, p. 837—839

Inventions 840—841

Documentation 842—852

Reviews 853—854

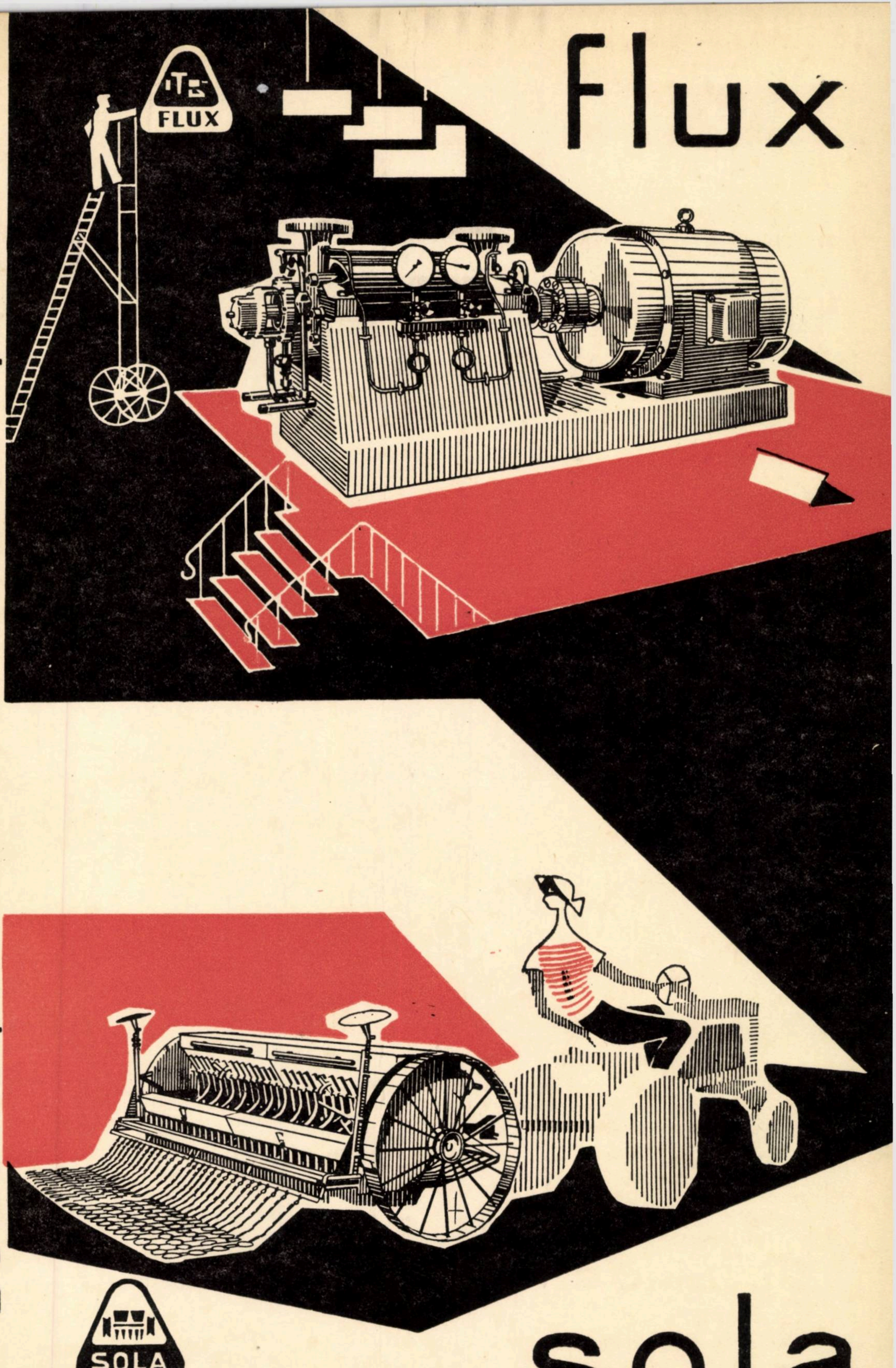
News 855—856

Revues of periodicals 856—857

104

UZINA DE POMPE SI MAȘINI AGRICOLE

BUCUREȘTI - STR. ZIDURI MOȘI Nr. 25


FLUX
flux
SOLA
sola

T-50

UZINA DE UTILAJ PETROLIER — TÎRGOVIȘTE

execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

Se folosește la foraj cu prăjini de 4½ pînă la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC – 650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50**, telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175–17½″.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 (7¼″ x 12″). Grupul energetic, turla și ... transportabilă montată pe o remorcă care este tractată de

E 1431

R

REFERÁLY

KAT

metalurgia și construcția de mașini

10

DIN CUPRINS:

A. DOMȘA și E. BICSAK: Utilizarea reacțiilor termochimice ale unor pulberi de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică la tăierea fontelor.

T. DULĂMIȚĂ, C. RIZESCU și V. PANTEA: Tratamentul termic primar al oțelului rapid de scule.

GH. SUCEVEANU și S. PAVLENCO: Sulfizarea pieselor de pompe.

I. CORNEA și ȘT. ZĂMÎRCĂ: Coroziunea atmosferică asupra construcțiilor metalice în centrele industriale.

P. VEZEANU: Cazane recuperatoare pentru cuptoarele Martin.

M. ADĂSCĂLIȚEI și I. PENȚA: Noi relații pentru determinarea unghiului conului de laminare al dopurilor perforatoare în scopul obținerii țevilor laminate la cald de calitate superioară.

T. MLĂDINESCU: Stabilirea unei legături raționale între elementele de fabricație și parametrii de exploatare la organe de mașini.

G. DRĂGHICI: Rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat.

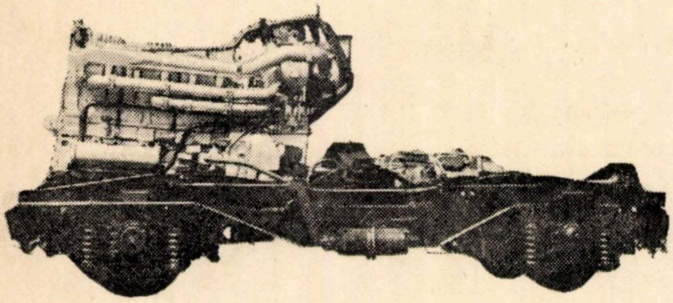
M. SIMȘA: Asupra metodei de calcul al calibrării cilindrilor pentru laminarea paletelor.

Metalurgia și Construcția de Mașini ★ București ★ Anul XIV ★ Nr. 10 ★ octombrie 1962

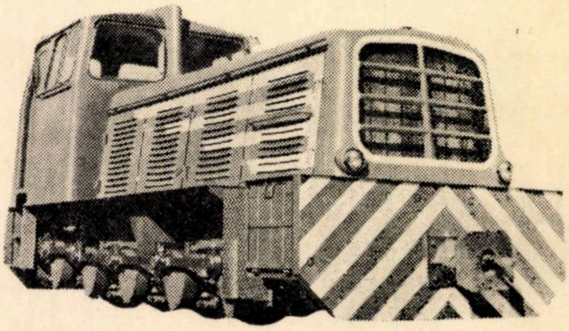
UZINELE 23 AUGUST

BUCURESTI executǎ

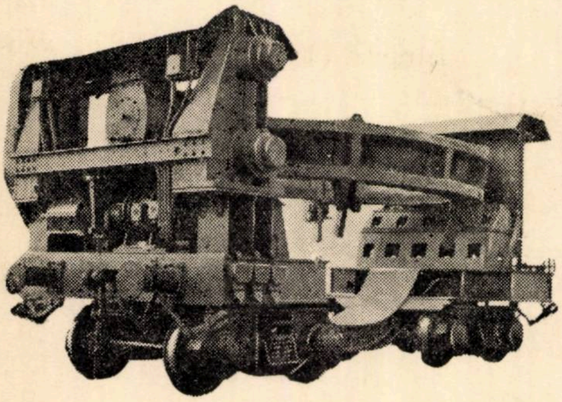
- BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760 mm



- VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



- VAGON CISTERNĂ DE 50 t

Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ŞI OŢELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, OCTOMBRIE 1962, Nr. 10

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CUPRINS

Metalurgia

CZ 621.791.945 : 669.13

Alex. Domșa și *E. Bicsak*: **Utilizarea reacțiilor termochimice ale unor pulberi de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică la tăierea fontelor**

În articol se expun reacțiile care au loc la tăierea metalelor și aliajelor în flacără oxiacetilenică și se demonstrează posibilitatea tăierii fontelor și aliajelor refractare cu flacără oxiacetilenică cu insuflare concomitentă de pulberi de fier. Se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate cu precizarea caracteristicilor pulberilor și se descrie instalația folosită pentru cercetări.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 865–869

CZ 621.785 : 621.753. 669.14.018.252.3

T. Dulămiță, C. Rizescu și *V. Pantea*: **Tratamentul termic primar al oțelului rapid de scule**

Se arată scopul tratamentului termic primar de recoacere și criteriile care stau la baza stabilirii parametrilor tehnologici. Se dau scheme tehnologice optime și se arată avantajele respectării parametrilor tehnologiei (timp, temperatură, viteză de încălzire și răcire etc.).

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 869–874

CZ 621.785.5 : 621.65

Gh. Suceveanu și *S. Pavlenco*: **Sulfizarea pieselor de pompe**

Se comunică rezultatele unor încercări cuprinzătoare de aplicare a procesului de sulfizare la unele piese de pompe de lichide cu roți dințate și cu presetupe, care au condus la rezultate pozitive.

La pompele cu roți dințate s-au înlocuit bucșele de pe axul principal confecționate din B 14 T cu bucșe din fontă Fe 21 sulfizată, iar la pompele cu etanșare prin presetupe s-au realizat axele și bucșele în vederea măririi rezistenței la uzură și coroziune.

Aplicarea acestui procedeu în producția curentă a condus la importante economii prin înlocuirea bronzului cu fonta sulfizată și prin mărirea durabilității pieselor; de asemenea, prin evitarea gripajului și a uzurii s-a realizat o substanțială ridicare a calității produselor.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962) nr. 10, p. 874–880

CZ 620.193 : 624.014

I. Cornea și *St. Zămîrcă*: **Coroziunea atmosferică asupra construcțiilor metalice în centrele industriale**

Se prezintă rezultatele obținute de autori în stațiile experimentale de la Combinatul siderurgic Hunedoara, Combinatul siderurgic Reșița și uzina „23 August"-București, în ceea ce privește coroziunea atmosferică a diferitelor materiale de construcție.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 881–888

CZ 669.183.21 : 621.18–681

P. Vezeanu: **Cazane recuperatoare pentru cuptoarele Martin**

În articol se analizează construcția cazanelor recuperatoare pentru cuptoarele Martin, amplasarea acestora, precum și o serie de aspecte legate de exploatare. Se arată care este eficacitatea economică a recuperării funcție de utilizarea aburului produs.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14(1962), nr. 10, p. 889–896

CZ 621.774.35

M. Adăscăliței și *I. Pența*: **Noi relații pentru determinarea unghiului conului de laminare al dopurilor perforatoare în scopul obținerii țevilor de laminate la cald de calitate superioară**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 896–900

Construcția de mașini

CZ 621.81.001.5

T. Mlădinescu: **Stabilirea unei legături raționale între elementele de fabricație și parametrii de exploatare la organe de mașini**

Se arată că problema de bază în construcția modernă de mașini este realizarea cît mai economică a mașinilor în ansamblu și a fiecărui organ de mașină în parte atît din punct de vedere al fabricației, cît și al exploatării și se propune stabilirea interdependenței raționale dintre elementele de fabricație și parametrii de exploatare a cîtorva organe de mașini (roți dințate, arbori drepți, osii), comune mai multor mașini, și care se fabrică în serie. Se constată că metoda capacității de încărcare dinamică folosită în prezent la rulmenți se poate extinde la aceste organe de mașini, ținînd seamă de specificul solicitării lor. După analiza relațiilor stabilite se arată în concluzie importanța lor practică, menționîndu-se în special că ajută la tipizarea acestor piese, permit determinarea științifică a duratei de funcționare cu toate avantajele economice ce decurg din aceasta și se pretează ușor verificărilor experimentale de laborator și în producție.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14(1962), nr. 10, p. 901–909

CZ 621.923–719

G. Drăghici: **Rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat**

În articol se prezintă rezultatele studiilor experimentale asupra uzurii discului abraziv, productivității și calității suprafețelor prelucrate, în condițiile răcirii discului prin interior, efectuate de autor la Institutul politehnic-Brașov.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962) nr. 10, p. 910–916

CZ 621.771 : 621.165–253.5

M. S mșa: **Asupra metodei de calcul al calibrării cilindrilor pentru laminarea paletelor**

Se expune o metodă de calcul al calibrării cilindrilor pentru laminarea paletelor de turbine, folosite la întreprinderea Energoreparații.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 917–930

CZ 666.94.041.57

Gh. Vasiliev și *R. Cunescu*: **Despre posibilitatea utilizării metodelor aproximative ale teoriei învelișurilor subțiri la calculul de rezistență al cuptoarelor rotative**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 10, p. 930–933

Documentare 934–955
Cronică 956–959
Informații 959

COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă**; ing. **D. Bărbulescu**; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu**; prof. ing. **E. Botez**; conf. ing. **D. Briscan**; ing. **O. Bublic**; ing. **V. Călinescu**; ing. **I. Cheșa**; ing. **M. Costescu**; ing. **P. Deac**; ing. **I. Dinu**; ing. **M. Drăgulin**; conf. ing. **Z. Duca**; ing. **T. Florea**; prof. ing. **S. Gîdea**; ing. **I. Hoblea**; conf. ing. **B. Horovitz**; ing. **A. Kaflikievici**; ing. **C. Lazăr**; ing. **R. Manoliu**; ing. **R. Miclea**; ing. **C. Mitrescu**; ing. **N. Murguleț**; **Gh. Nestorescu**; ing. **I. Nisipeanu**; ing. **I. Petrec**; ing. **Gh. Pițulescu**; ing. **I. Pîrvu**; ing. **S. Pop**; ing. **Gh. Rădulescu**; ing. **C. Roșca**; ing. **T. Seceleanu**; ing. **L. Sofroni** — redactor responsabil; ing. **O. Sorian**; ing. **A. Șerban**; ing. **V. Șerbanescu**; ing. **C. Ștefănescu**; ing. **Gh. Vasilescu**

solex

Produse chimice

Pigmenți anorganici, sub formă de pulbere albă amorfă

Oxid de zinc calitatea I

Bioxid de staniu

Litopon

PRODUSE METALURGICE

1 Aliaje antifricțiune. Compoziție Y.Pb 98% — Bahnmetall, aliaj antifricțiune utilizat la cuzineții de vagonete, vagoane de cale ferată (marfă și persoane) și pentru axe cu 300—400 rot/min.

— Compoziția Y.Sn 10% — Weissmetall se utilizeaza ca aliaj antifricțiune la cuzineți, la biele și osii de locomotive cu viteză mare.

— Compoziție Y.Sn 83% se utilizează ca aliaj antifricțiune la cuzineți, turbine de abur, turbo-compresoare, motoare Diesel cu viteză mare, electromotoare etc.

2 Aliaje tipografice, folosite in industria tipografică pentru turnarea materialului tipografic :

Monotip — aliaje pentru mașinile de cules monotip.

Linotip — aliaje pentru mașinile de cules linotip.

Stereotipie — aliaje pentru plăci de stereotipie.

3 Alamă turnată în blocuri — AMTO — utilizată pentru armături, piese de ornament, piese diverse.

4 Bronz cu staniu — aliaje de cupru cu staniu — servesc la turnarea lagărelor pentru mașini-unelte, organe de mașini, armături speciale, lagăre pentru material rulant, armături la presiune etc.

5 Aliaje de cositor pentru lipit utilizate la lipit plumb, alamă, cupru, lipituri la flacără în tinichigerie, lipituri pe tablă de zinc, sîrmă galvanizată, lipituri pe tablă de alamă, tablă cositorită, conductoare electrice, lipituri la contoare electrice, lipituri fine în electricitate și radiofonie.

6 Aliaje de zinc (Zamak-uri) folosite în industria constructoare de mașini pentru armături, carburatoare și ca aliaje de înlocuire.

INTRAREA TORENTULUI Nr. — BUCUREȘTI

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

А. Домша и *Е. Бичак*: **Применение термохимических реакций железных порошков вдуваемых в кислородоноацетиленовое пламя при резке чугуна.**

В статье показаны реакции имеющие место при резке металлов и сплавов в кислородноацетиленовом пламени, причем доказывается возможность резки чугуна и огнеупорных сплавов кислородноацетиленовым пламенем при одновременном вдувании железных порошков. Приводятся результаты выполненных исследований с уточнением характеристики порошков и описывается использованная для исследований установка.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 865–869

Т. Дулэмицэ, *К. Ризеску* и *В. Пантя*: **Первичная термическая обработка быстрорежущей инструментальной стали.**

Освещается цель первичной термообработки отжигом и критерии лежащие в основе установления технических параметров. Даются оптимальные технологические схемы и указываются преимущества соблюдения технологических параметров (продолжительность, температура, скорость нагрева и охлаждения и др.).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 869–874

Г. Сечевяну: **Сульфитизация насосных деталей.**

Сообщаются результаты опыта проведенного в широком масштабе по применению процесса сульфитизации на ряде деталей жидкостных шестеренчатых насосов с сальниками, в течение которых были получены положительные результаты.

В шестеренчатых насосах втулки на главном валу изготовленные из B_z 14 T были заменены втулками из сульфитизированного чугуна Fe 21, а на насосах уплотняемых сальниками были применены валы и втулки с целью повышения сопротивления на износ и коррозию.

Применение этого способа в текущем производстве дало значительную экономию благодаря замене бронзы сульфитизированным чугуном и повышению долговечности деталей; вместе с тем, благодаря устранению заедания и износа значительно повысилось качество продукции.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 874–880

И. Корня и *Ш. Замыркэ*: **Эффект атмосферной коррозии на металлические конструкции в промышленных центрах.**

Приводятся результаты полученные авторами на экспериментальных станциях Хунедоарского металлургического комбината, металлургического комбината в Решице и на Бухарестском заводе ,,23 августа'' по вопросу воздействия атмосферной коррозии на различные строительные материалы.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 881–888

П. Везяну: **Котлы утилизаторы для мартеновских печей.**

В статье анализируется конструкция котлов утилизаторов для мартеновских печей, их размещение, а также ряд аспектов связанных с эксплуатацией. Указывается экономическая эффективность рекуперации в зависимости от использования вырабатываемого пара.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 889–896

М. Адаскалицей и *И. Пенца*: **Новые формы дла определения угла конуса прокатки перфораторных пробок с целью получения высококачественных труб горячей прокатки.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 896–900

Машиностроение

Т. Млэдинеску: **Установление рациональной взаимосвязи между производственными элементами и эксплуатационными параметрами органов машин.**

Указывается, что основным вопросом современного машиностроения является наиболее экономичное производство машин, а также каждого отдельного органа машины как с точки зрения производственного процесса, так и эксплуатации, причем предлагается установление рациональной взаимозависимости между производственными элементами и эксплуатационными параметрами ряда машиных органов (зубчатые колеса, гладкие валы, оси), общих для ряда машин и производимых серийным способом. Отмечается, что метод динамической нагрузки, применяемый в настоящее время для подшипников, может быть распространен и на эти машинные органы, с учетом специфики соответствующих нагрузок. После анализа установленных формул, в заключение подчеркивается их практическое значение, причем указывается, что их применение способствует типизации этих деталей, позволяет провести научное определение продолжительности работы, со всеми вытекающими отсюда экономическими преимуществами, совместно с возможностью несложных экспериментальных проверок в лаборатории и на производстве.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 901–909

Г. Дрэгич: **Наружная цилиндрическая шлифовка с введением охлаждающей жидкости в полость абразивного круга.**

В статье приводятся результаты экспериментальных изысканий в области износа образивного круга, производительности и чистоты поверхностей, обрабатываемых в условиях внутреннего охлаждения диска, проведенных автором в Брашовском политехническом институте.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 910–916

М. Симша: **О методе расчета калибровки цилиндров для прокатки лопастей.**

Описывается метод расчета калибровки цилиндров для прокатки турбинных лопастей, применяемый на предприятии ,,Энергорепарации''.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 917–930

Г. Васильев и *Р. Кунеску*: **О возможности применения приблизительных методов теории тонких покрытий при расчете прочности вращательных печей.**

Metalurgia şi Construcţii de Maşini 14 (1962), № 10, стр. 930–933

Документация 934–955
Хроника 956–959
Информации 959

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Alex. Domşa und *E. Bicsak*: **Die Verwendung der thermochemischen Reaktionen einiger Eisenpulver, die in der Azetylen-Sauerstoff-Flamme beim Schneiden des Gusseisens eingeblasen werden**

Im Aufsatz werden die Reaktionen dargelegt, die beim Schneiden der Metalle und Legierungen mit Azetylen-Sauerstoff-Flamme stattfinden und die Möglichkeit des Schneidens von Gusseisen und warmfesten Legierungen mit der Azetylen-Sauerstoff-Flamme bei gleichzeitiger Einblasung von Eisenpulver, unterstrichen. Die Ergebnisse der durchgeführten Versuche werden beschrieben, die Kenndaten der Pulver angeführt und die bei den Untersuchungen verwendete Anlage beschrieben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 865–869

T. Dulamiţă, C. Rizescu und *C. Pantea*: **Die primäre thermische Behandlung der Schnellarbeitsstähle**

Der Zweck der primären thermischen Ausglüh-Behandlung und die Grundkriterien der technologischen Parameter werden dargelegt. Ferner enthält der Aufsatz optimale technologische Schemen. Abschliessend werden die Vorteile der Beachtung der technologischen Parameter (Zeit, Temperatur, Glüh-und Abkühlungsgeschwindigkeit usw) unterstrichen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 869–874

Gh. Suceveanu und *S. Pavlenco*: **Die Sulfidierung der Pumpenbestandteile**

Der Verfasser teilt die Ergebnisse einiger umfassenden Anwendungsversuche des Sulfidierungsprozesses bei einigen Bestandteilen von Zahnrad — Flüssigkeitspumpen mit und ohne Stopfbüchsen, die zu positiven Ergebnissen geführt haben.

Bei den Zahnradpumpen wurden die Büchsen der Hauptwelle, die aus B_z 14 T gefertigt waren mit Büchsen aus sulfidiertem Gusseisen Fc 21 ersetzt. Bei den Pumpen die mit Stopfbüchsen ausgestattet sind wurden die Wellen und Büchsen hinsichtlich einer Erhöhung der Verschleiss-und Korrosionsfestigkeit behandelt.

Die Ansendung dieses Verfahrens in der laufenden Produktion führte zu bedeutenden Einsparungen durch das Ersetzen der Bronze mit sulfidiertem Gusseisen und durch die erhöhte Festigkeit der Bestandteile. Ferner wurden durch das Vermeiden von Einfressen und von Verschleiss, eine wesentliche Qualitätsverbesserung der Erzeugnisse erzielt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 874–880

I. Cornea und *St. Zămircă*: **Die Luftkorrosion bei Metallkonstruktionen in Industriezentren.**

Die von den Verfassern erzielten Ergebnisse in den Versuchsstationen des Hüttenkombinats Hunedoara, des Hüttenkombinats Reşiţa und der Bukarester „23 August — Werken" in der Frage der Luftkorrosion bei verschiedenen Baustoffen, werden dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 881–888

P. Vezeanu: **Rekuperation für Martinöfen.**

Im Aufsatz werden der Bau der Rekuperation für Martinöfen, ihre Aufteilung und eine Reihe von Betriebsproblemen behandelt. Die Wirtschaftlichkeit des Rekuperierens im Verhältnis zur Versendung des erzeugten Dampfes wird hervorgehoben.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14* (1962) H. 10, S. 889–896

M. Adăscăliţei und *I. Penţa*: **Neue Relationen zur Ermittelung des Winkels der Schräge des Lochdornes beim Herstellen warmgewalzter hochqualitativer Röhre.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10. S. 896–900

Maschinenbau

T. Mlădinescu: **Die Festlegung einer rationellen Verbindung zwischen der Fabrikation und den Betriebsverhältnisse der Maschinenteile.**

— Es wird darauf hingewiesen, dass die Grundfrage im modernen Maschinenbau, eine möglichst wirtschaftliche Herstellung der Maschinen im allgemeinen und jedes Maschinenelementes im einzelnen, sowohl vom Standpunkt der Herstellung als auch des Betriebs zu erzielen ist. Der Verfasser schlägt vor eine rationelle Verbindung zwischen der Fabrikations und den Betriebsverhältnissen einiger Maschinenelemente (Zahnräder, Wellen, Achsen) herzustellen, die mehreren serienmässig hergestellten Maschinen gemeinsam sind. Es wird festgestellt, dass das Verfahren der dynamischen Belastungsfähigkeit das zur Zeit bei Kugellagern verwendet wird, auch auf diese Maschinenelemente ausgedehnt werden kann, indem man das Wesen ihrer Belastung im Betracht zieht. Nach einer Analyse der festgelegten Beziehungen wird abschliessend ihre praktische Bedeutung hervorgehoben und vor allem darauf hingewiesen, dass dies zur Standardisierung dieser Bestandteile dient und die wissenschaftliche Bestimmung der Funktionsdauer mit allen daraus erwachsenden wirtschaftlichen Vorteilen ermöglicht. Ferner können auf diese Weise leicht Versuchsüberprüfungen im Laboratorium und in der Produktion vorgenommen werden.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10. S. 901–909

G. Drăghici: **Das Aussenrundschleifen mit Einführung der Kühlflüssigkeit in das Innere des Schleifscheibe.**

— Im Aufsatz werden die Ergebnisse der Versuchsuntersuchungen im Zusammenhang mit dem Verschleiss der Schleifscheibe, der Produktivität und Qualität der bearbeiteten Oberflächen dargelegt, unter den Bedingungen dass die Schleifscheibe von Innen gekühlt wird. Der Verfasser unternahm die Versuche im Polytechnischen Institut in Braşov.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 910–916

M. Simşa: **Im Zusammenhang mit dem Berechnungsverfahren der Kalibrierung der Walzen zum Herstellen der Turbinenschaufeln.**

Der Verfasser beschreibt ein Verfahren zur Berechnung der Kalibrierung der Walzen, die im „Energoreparaţii-Betrieb" beim Walzen der Turbinenschaufeln verwendet wird.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 10, S. 917–930

Gh. Vasiliev und *R. Cunescu*: **Über die Möglichkeiten der Verwendung von Annäherungsverfahren der Theorie der dünen Überzüge bei der Berechnung der Festigkeit der Drehöfen.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), H. 10, S. 930–933

Dokumentation 934–955
Chronik 956–959
Information 959

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1883

CZ 621.791.945 : 669.18

Utilizarea reacțiilor termochimice ale unor pulberi de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică la tăierea fontelor

Prof. ing. ALEXANDRU DOMȘA și ing. EUGEN BICSAK
Institutul politehnic – Cluj

Tăierea termică se bazează în general pe două grupe de reacții termochimice.

Prin arderea acetilenei în oxigen conform reacțiilor:

$$C_2H_2 + O_2 \rightarrow 2CO + H_2 + 109{,}4 \text{ kcal};$$
$$2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2 + 135{,}2 \text{ kcal};$$
$$H_2 + 1/2O_2 \rightarrow H_2O + 68{,}4 \text{ kcal};$$

se produce o flacără foarte caldă care poate să topească materialele cu punct de fuziune ridicat.

Oțelul încălzit la roșu cu ajutorul flăcării oxiacetilenice arde în oxigenul insuflat, degajînd o cantitate însemnată de căldură suplimentară: $4Fe + 3O_2 \rightarrow 2Fe_2O_3 + 1\,700$ kcal.

Tăierea oțelurilor de construcții cu ajutorul flăcării oxiacetilenice este posibilă deoarece oțelurile de construcții au punctul de fuziune 1 550°C, mult peste temperatura de ardere a oțelului în oxigen (1 050°C), deci arderea materialului de tăiat și îndepărtarea zgurei lichide formate se întîmplă înaintea topirii ei. Prin procedeul acesta rezultă o suprafață tăiată relativ netedă, avînd lățimea tăieturii de circa 2–3 mm.

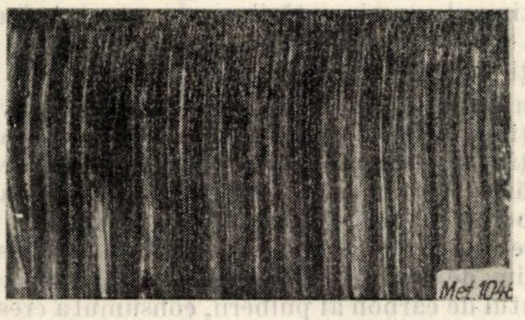

Met. 1042

Fig. 1

Oțelurile bogat aliate cu crom și nichel, cum sînt oțelurile inoxidabile și oțelurile refractare, nu pot fi tăiate cu flacăra oxiacetilenică deoarece la aceste oțeluri se formează, la temperatura de regim a procesului, oxizi greu fuzibili (1 990°C) de crom și de nichel. Topirea acestor oxizi solidificați necesită chiar în momentul formării lor un consum de carburanți exagerat de mare și suprafața tăiată este neuniformă, rugoasă, cu topiri marginale. De asemenea, tăierea fontelor prin ardere cu ajutorul flăcării oxiacetilenice nu se poate realiza deoarece temperatura de fuziune a fontei (1 150°C) este mult sub temperatura de ardere a fontei în oxigen (1 400°C).

Încălzind fonta cu flacăra oxiacetilenică, ea ajunge la topire înainte de a se aprinde. Deci nu va putea avea loc o tăiere prin ardere, ci o tăiere prin topire, care, pe lîngă un consum ridicat de acetilenă și oxigen, formează o lățime mare de tăiere, cu topiri marginale și suprafețe neuniforme [1].

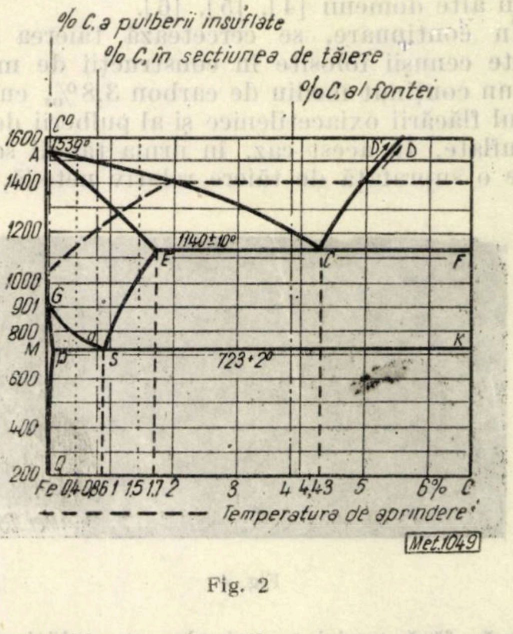


Fig. 2

Pentru tăierea oxiacetilenică a acestor metale s-au elaborat mai multe metode, mai mult sau mai puțin corespunzătoare, cum ar fi de exemplu: transformarea chimică a oxizilor greu fuzibili în alți oxizi cu temperaturi de topire mai coborîte și influențarea procesului de formare al zgurei fluide prin utilizarea unor materiale fluidizante, ca de exemplu : peroxidul de sodiu, peroxidul de potasiu, peroxidul de bariu, cloratul de sodiu, permanganatul de potasiu, carbonatul de sodiu și carbonatul de potasiu [2]; mărirea energiei cinetice a jetului printr-o insuflare concomitentă de nisip special cu ajutorul oxigenului pentru îndepărtarea zgurei formate, eliberînd suprafețe noi de metal, care intră în combinații cu oxigenul; utilizarea unor pulberi metalice, care printr-o acțiune termochimică exotermă ridică efectul termic al procesului, acesta avînd loc la temperaturi mai ridicate, coborînd, totodată, punctul de fuziune al zgurelor formate [3].

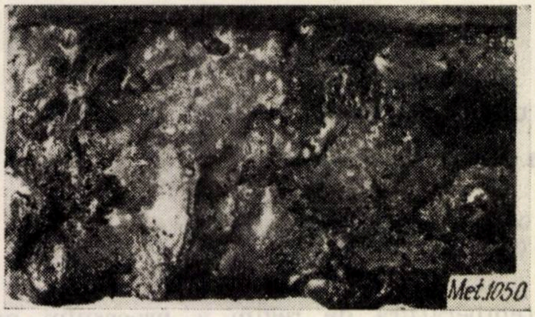


Fig. 3

În acest articol se analizează ultima variantă considerînd-o ca cea mai bună și mai economică, avînd, în afara tăierii fontelor și a oțelurilor inoxidabile, largi posibilități de aplicare și în alte domenii [4], [5], [6].

În continuare, se cercetează tăierea unor fonte cenușii folosite în construcții de mașini cu un conținut mediu de carbon 3,8%, cu ajutorul flăcării oxiacetilenice și al pulberii de fier insuflate. În acest caz, în urma tăierii se obține o suprafață de tăiere relativ netedă, uniformă, fără topiri marginale, cu o lățime de circa 2—4 mm.

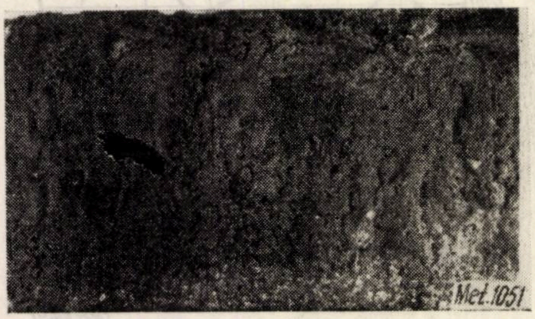


Fig. 4

Jetul de pulbere de fier insuflată pe lîngă flacăra oxiacetilenică și vîna de oxigen pentru tăiere provoacă modificarea compoziției chimice a băii de fontă. Prin modificarea conținutului de carbon are loc o deplasare spre zona unde temperatura de topire a metalului este mai ridicată decît temperatura de ardere în oxigen a fontei. Prin arderea granulelor de fier se produce o cantitate de căldură suplimentară care supraîncălzește fonta topită pînă la aprinderea metalului din secțiunea de tăiere, fapt care servește totodată și la susținerea continuă a procesului. Deci formarea zgurei în secțiunea de tăiere se întîmplă prin arderea fontei înainte de a fi topită și îndepărtată apoi prin jetul de oxigen. Prin suflarea zgurei din secțiunea de tăiere se eliberează noi suprafețe de fontă permițînd continuarea procesului.

Ca pulbere de bază pentru tăiere s-a folosit pulberea de fier redus, tip FREM, provenită din pojghițe de oxizi de la laminare [7]. Buna amorsare a tăierii, desfășurarea procesului de tăiere în condiții bune, calitatea suprafețelor tăiate, precum și economicitatea procesului (consumul de pulbere în g/min sau în g/mm) depind în mare măsură de calitatea pulberii utilizate.

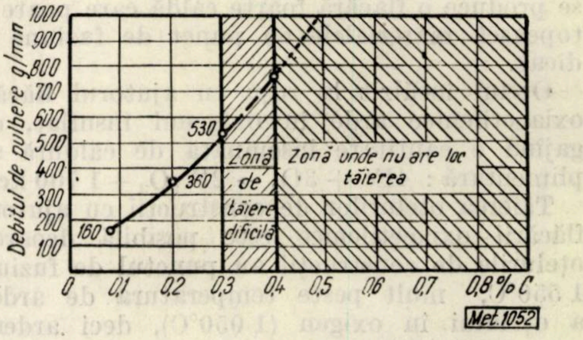


Fig. 5

Experiențele efectuate au arătat că, din punct de vedere al procesului termochimic de tăiere, cea mai mare importanță dintre caracteristicile pulberii o are compoziția ei chimică. În timpul experimentărilor s-a constatat că este mai avantajoasă utilizarea unei pulberi cu un conținut de carbon cît mai redus.

În urma tăierilor efectuate cu pulberi, avînd conținut diferit de carbon, s-a putut stabili conținutul de carbon optim la care se realizează o tăiere economică. Conținutul de carbon în pulberea de fier s-a limitat cu ceva sub valoarea de 0,1%, unde s-a realizat un consum minim de pulbere (160 g/min). Majorînd conținutul de carbon al pulberii, consumul a crescut în așa proporții încît tăierea cu o pulbere de 0,4% C nu a mai fost posibilă. Astfel, încercările efectuate cu pulberi între 0,4 și 0,7% C nu au dat rezultate, neputîndu-se realiza procesul de tăiere datorită necesității unui debit mare de pulbere (800—1 000 g/min). Cantitatea aceasta a trebuit să consume pentru încălzirea sa proprie o mare parte din căldura furnizată de flacăra oxiacetilenică, fără a se încălzi la temperatura de aprindere. Pulberea care ajunge în stare rece în secțiunea de tăiere se depune pe material fără a ajuta procesul tăierii. În cazul tăierii cu o pulbere de 0,3% C, procesul de tăiere s-a putut realiza numai cu un consum mare de pulbere (500—600 g/min), pe lîngă un consum ridicat de acetilenă și oxigen.

Necesitatea de a utiliza pulberi de fier cu un conținut redus de carbon se datorește unor fenomene complexe, care au loc în timpul tăierii și rolului multiplu al pulberii în procesul de tăiere. Pulberea de fier cu procentaj scăzut de carbon, insuflată în baia de fontă, trebuie să reducă conținutul de carbon al metalului topit sub o valoare medie de 0,8%. Ca urmare, temperatura de fuziune a metalului format în secțiunea de tăiere se ridică peste temperatura lui de ardere. Deci consumul de pulbere scade în funcție de conținutul cît mai redus de carbon al pulberii. Un conținut redus de carbon la pulberea utilizată este impus și de faptul că prin arderea ei degajează o cantitate de căldură foarte apropiată de căldura degajată prin arderea fierului pur (1 700 kcal/kg), aceasta în vederea supraîncălzirii locului de tăiere.

Conținutul de carbon în formă de cementită este dezavantajos, deoarece dizolvarea cementitei în austenită este un proces endoterm care necesită cantități relativ mari de căldură în procesul încălzirii, scăzînd astfel temperatura pulberii insuflate. Acest inconvenient se elimină prin folosirea pulberilor feritice.

Dintre parametrii care influențează procesul de tăiere prezintă importanță și conținutul de oxigen al pulberii. Oxigenul este prezent în pulbere sub formă de oxizi rămași de la reducere sau formați ulterior, în urma oxidării superficiale. Acești oxizi sînt dăunători în procesul de ardere, deoarece ei constituie un balast care consumă căldură în plus pentru încălzirea lor. Totodată, oxizii de la suprafață împiedică pătrunderea oxigenului insuflat în granulele de pulbere, fapt ce frînează arderea granulei. Practic, s-a dovedit că pentru o tăiere bună un conținut de oxigen de 2% nu este dăunător, și nici din punct de vedere al elaborării (reducerii) asigurarea acestui procentaj nu prezintă o dificultate. În vederea realizării unui proces de tăiere mai convenabil, s-a încercat folosirea unui adaos de pulberi de aluminiu într-o proporție de 10% care ajută mult la procesul de ardere a pulberii de fier și la ridicarea temperaturii procesului de tăiere.

Repartiția granulometrică a pulberii s-a determinat pe baza condițiilor pe care trebuie să le îndeplinească o pulbere corespunzătoare pentru tăiere. Criteriul principal pentru determinarea domeniului de granulație a pulberii este realizarea unui transport pneumatic la locul de muncă, cît mai bun, și o reglare ușoară a debitului de pulbere.

În urma experiențelor s-a dovedit că este mai avantajoasă folosirea pulberilor cu o granulație în limite strînse, deoarece în caz contrar transportul de pulbere devine intermitent.

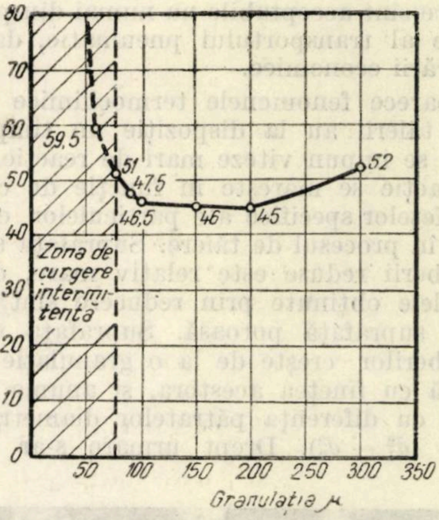


Fig. 6

Dimensiunile granulelor influențează curgerea pulberii, așa cum se vede în diagrama trasată pentru pulberea utilizată.

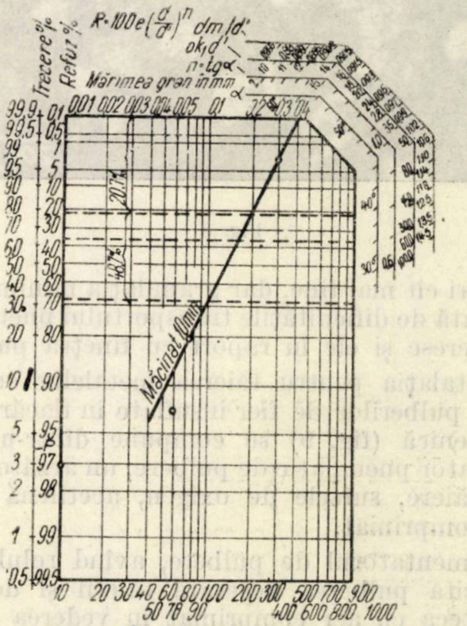


Fig. 7

Se observă că granulele cu dimensiuni între 0,09 și 0,2 mm necesită timpii cei mai scurți pentru curgere.

Din diagrama dublu logaritmică Rosin-Rammler, pentru pulberea utilizată se poate constata că intervalul de granulaţie cuprins între limitele 0,1 şi 0,2 mm reprezintă 48,7% din cantitatea totală a pulberii obţinute prin reducere, iar 20,7% este recuperabilă printr-o nouă măcinare [7]. Deci limitele stabilite (0,1—0,2 mm) ale dimensiunilor granulelor de pulbere sînt acceptabile nu numai din punct de vedere al transportului pneumatic, dar şi al elaborării economice.

Deoarece fenomenele termochimice în procesul tăierii au la dispoziţie un timp foarte scurt, se impun viteze mari de reacţie. Viteza de reacţie se măreşte în funcţie de creşterea suprafeţelor specifice ale particulelor care iau parte în procesul de tăiere. Suprafaţa specifică a pulberii reduse este relativ mare, deoarece granulele obţinute prin reducere sînt rugoase şi au suprafaţă poroasă. Suprafaţa specifică a pulberilor creşte de la o granulaţie la alta o dată cu fineţea acestora, şi anume proporţional cu diferenţa pătratelor diametrelor lor medii $(\bar{d}_1^2 - \bar{d}_2^2)$. Drept urmare s-ar prefera pulberi cît mai fine, dar granulaţia minimă este limitată de dificultăţile transportului pneumatic care cresc şi ele în raport cu fineţea pulberii.

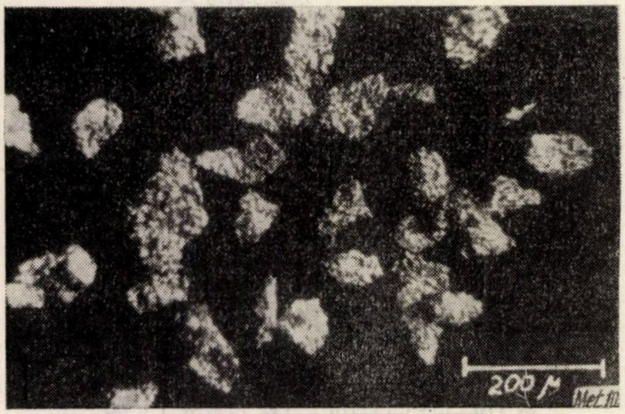


Fig. 8

Instalaţia pentru tăierea metalelor cu ajutorul pulberilor de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică (fig. 9) se compune dintr-un alimentator pneumatic de pulbere, un arzător pentru tăiere, sursele de oxigen, acetilenă şi de aer comprimat.

Alimentatorul de pulbere, avînd rolul de a depozita pulberea necesară tăierii şi de a o amesteca cu aer comprimat în vederea transportării la locul de tăiere, se compune dintr-un rezervor de pulbere *1*, un dispozitiv injector pentru amestecarea aerului cu pulbere *2*, uscător de aer *3* şi dispozitivele de comandă pentru schimbarea regimului de lucru *4*. Alimentatorul permite schimbarea debitului de pulbere în funcţie de deschiderea dispozitivului injector şi în funcţie de presiunea de lucru a aerului comprimat. Diagramele de reglaj sînt date în figura 10. Arzătorul pentru tăiere este o construcţie specială care permite insuflarea concentrică a pulberii pe lîngă flacăra oxiacetilenică şi jetul de oxigen. Pulberea, după părăsirea orificiului de insuflare, trece prin flacăra oxiacetilenică neutră (pentru a nu oxida pulberea în trecere), lungimea distanţei *n*

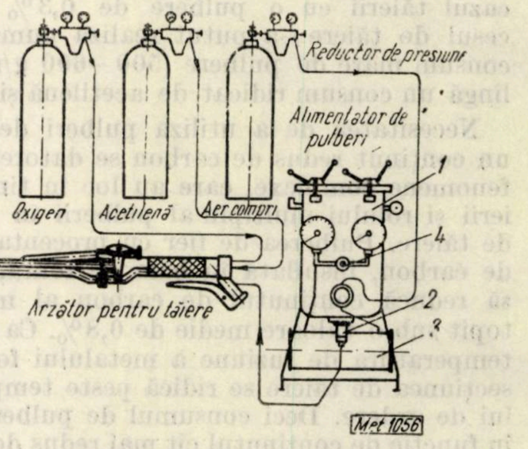


Fig. 9

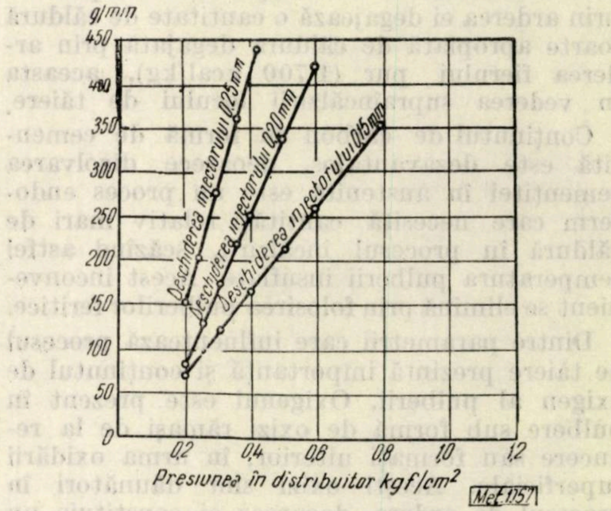


Fig. 10

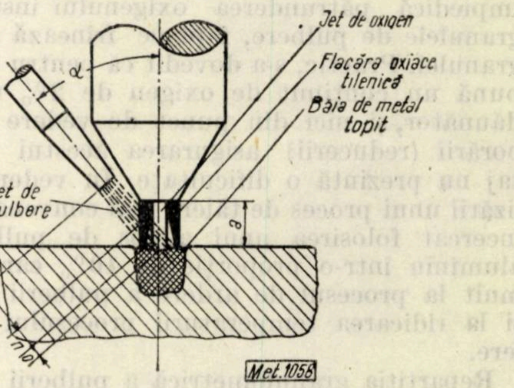


Fig. 11

fiind astfel aleasă încît pulberea în timpul trecerii să se încălzească la temperatura de aprindere. Granulele de pulbere de fier, ajungînd astfel la vîna centrală de oxigen, se aprind și intră în secțiunea unde are loc procesul de tăiere.

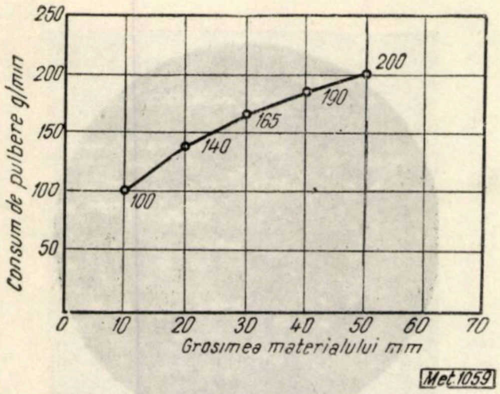


Fig. 12

Experiențele efectuate au permis determinarea consumurilor optime de pulbere pentru diferite grosimi de fontă cenușie cu conținut de carbon de 3,8%. Consumurile de pulbere determinate pînă la grosimi de 50 mm fontă sînt cuprinse în diagrama din figura 12, la determinarea cărora viteza de tăiere era cuprinsă între 100 și 200 mm/min.

Concluzii

Pe baza studiului și experimentărilor efectuate s-a stabilit că tăierea fontelor cu ajutorul pulberilor de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică este convenabilă atît din punct de vedere al procesului tehnologic, cît și din punct de vedere economic. Experiențele efectuate cu instalația proiectată și executată în laboratorul de metalurgia pulberilor de la Institutul politehnic din Cluj au permis determinarea unor parametri de bază cu privire la pulberea utilizată și procesul de tăiere.

Rezultatele experimentale obținute asupra tăierii fontelor cu ajutorul flăcării oxiacetilenice și al pulberii de fier insuflate impun extinderea cercetărilor și asupra altor materiale, ca de exemplu tăierea oțelurilor inoxidabile, a oțelurilor refractare, metalelor neferoase, betoanelor etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Glizmanenko, D. L. *Sudarea și tăierea metalelor.* București, Editura tehnică, 1953, p. 283–299. [2] Hrenov, K. K. *Sudarea, tăierea și lipirea metalelor.* București, Editura tehnică, 1954, p. 394–440. [3] Industry Information. Stockholm, nr. 9, 1959. [4] *Pulverputz und Pulverbrennschneidgeräte für Giessereien.* In : Giesserei Praxis, nr. 9, 1958. [5] Lenk. *Verschrotten eines 10 t schweren Backenbrechers aus Grauguss durch Pulverbrennschneiden.* In : Schweissen und Schneiden, Heft nr. 11, 1958. [6] Grix. *Die Pulver-Sauerstofflanze.* In : Der Baingenieur, Heft nr. 32, 1958. [7] Domșa, A., Pálfalvi, A. *Cercetări în domeniul obținerii pulberilor de fier tip* FREM. Studii și cercetări de metalurgie, Editura Academiei, nr. 1, 1959.

CZ 621.785 : 621.753 : 669.14.018.252.3

Tratamentul termic primar al oțelului rapid de scule

Ing. TITI DULĂMIȚĂ, ing. CORNELIU RIZESCU și ing. VALERIU PANTEA
Uzina „23 August" – București

In procesul de fabricare a sculelor din oțel rapid, operațiile de tratament termic intervin în diferite faze și anume la lingouri, țagle, bare și scule finite. Tratamentul termic se aplică în scopuri diferite, fiecărui produs, semifabricat sau finit, după structura inițială și în funcție de modificările de structură și de proprietățile care se urmăresc.

În stare de livrare, oțelului rapid RW 180 i se impun condiții de recepție privind macrostructura, microstructura, adîncimea stratului decarburat și duritatea, conform STAS 3611-61, caracteristici tehnologice care determină condițiile de prelucrare la rece și de tratament termic final.

Ținînd seamă de condițiile de recepție impuse pentru oțelurile rapide la uzinele producătoare, tratamentul se consideră în cadrul următoarei scheme generale de fabricare a produselor : turnare în lingouri, recoacere și răcire dirijată, forjare la cald în bare sau platbande, răcire dirijată și recoacere, îndreptare, strunjire.

Deci, cu luarea în considerare a structurii inițiale, în cadrul schemei de mai sus, dintre tipurile de tratament termic cunoscute la lingouri și semifabricate forjate de oțel rapid, intră în discuție doar tratamentul termic de recoacere.

În acest articol vom analiza scopul tratamentului termic de recoacere și criteriile de stabilire a parametrilor tehnologici în vederea clarificării uneia dintre cele mai importante probleme care apar în practica de fiecare zi a celor ce tratează scula de oțel rapid, și anume comportarea diferită la tratamentul termic final a sculelor provenite din aceeași șarjă și din aceeași încărcătură.

De obicei, lingourile de oţel rapid cu diametrul de 200 mm sînt supuse, după turnare, unei recoaceri şi răciri dirijate în vederea: înlăturării tensiunilor interne apărute în lingou după răcirea relativ rapidă a oţelului în lingotieră; înlăturării, într-o oarecare măsură, a neomogenităţii chimice şi structurale ca urmare a segregaţiei dendritice (neomogenitatea chimică a masei de bază este foarte pronunţată ca urmare a transformării $\delta \rightarrow \gamma$ care are loc la transformarea peritectică); micşorării durităţii în vederea uşurării operaţiei de aşchiere (cojire) a lingourilor înainte de forjare pentru înlăturarea defectelor de suprafaţă. Oportunitatea introducerii acestei operaţii înainte de forjare este discutabilă din punct de vedere tehnologic, deşi ea este practicată de unele uzine producătoare. Principalul dezavantaj al executării decojirii lingourilor constă în faptul că în acest fel se înlătură zona globulitică exterioară.

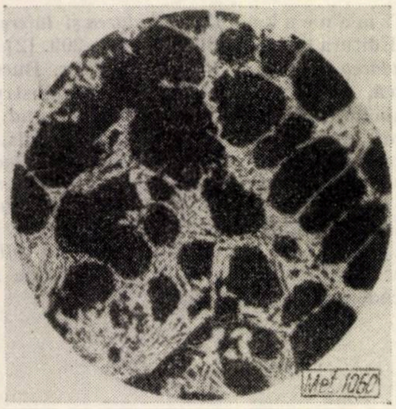


Fig. 1

Barele şi platbandele din oţel rapid se tratează termic în vederea: micşorării durităţii rezultate prin răcire după forjare pentru uşurarea prelucrării prin aşchiere; asigurării unei calităţi corespunzătoare a suprafeţelor prelucrate; pregătirii structurii în vederea obţinerii unor rezultate cît mai corespunzătoare la tratamentul termic final.

Pentru obţinerea la tratamentul termic a unor rezultate corespunzătoare şi constante, este necesar ca la baza stabilirii parametrilor tehnologici de tratament termic să stea criterii moderne, bazate pe cele mai noi date privind transformările structurale la încălzirea şi răcirea oţelurilor rapide. Parametrii tehnologici de tratament termic sînt: viteza de încălzire, temperatura de încălzire, durata de menţinere la temperatura maximă de încălzire şi viteza de răcire.

Datele privind materialul de tratat, care se iau în considerare la stabilirea parametrilor tehnologici de tratament termic, sînt: specificul formării austenitei la încălzire şi al descompunerii ei la răcire, care determină alegerea temperaturii maxime de încălzire şi viteza (condiţiile) de răcire, în funcţie de proprietăţile care trebuie să se asigure după tratamentul termic; starea structurii iniţiale, care determină viteza de încălzire; forma şi dimensiunile produsului (respectiv mărimea încărcăturii), care determină durata menţinerii la temperatura de încălzire şi condiţiile de răcire.

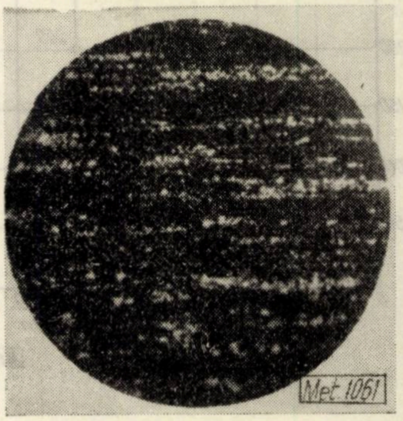


Fig. 2

Oţelurile rapide au, după turnare (fig. 1) şi după prelucrarea plastică la cald (fig. 2), structuri de tip ledeburitic. În stare turnată (cazul lingourilor), ledeburita reprezintă cea mai mare parte a structurii, iar după prelucrarea plastică la cald (cazul ţaglelor şi barelor), în masa de bază metalică mai rămîn separaţiuni de carburi, a căror formă şi dimensiuni depind de regimul termic şi mecanic de prelucrare plastică şi de gradul de deformare. La stabilirea temperaturii optime de recoacere trebuie avut în vedere următoarele: cu creşterea conţinutului de W, Cr, Mo, conţinutul de carbon din perlită scade (fig. 3). La oţelul rapid, conţinuturile de carbon din perlită ajung să fie de 0,10–0,20%; la oţelul RW 180, transformarea perlitei în austenită are loc în intervalul de temperatură de 780–800°C (fig. 4), formîndu-se o austenită cu conţinut redus de carbon şi elemente de aliere.

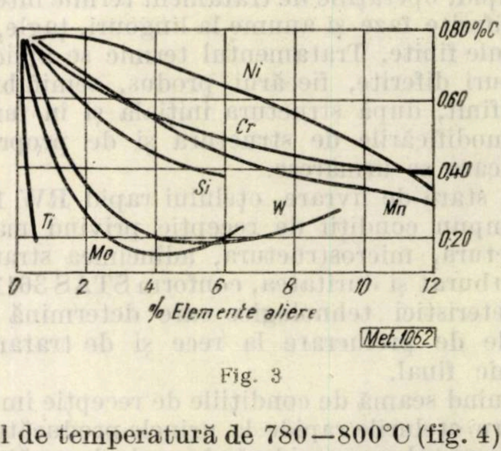


Fig. 3

Obținerea la încălzirea pentru recoacere a unei austenite sărace în carbon și deci obținerea la răcire a unei perlite cu duritate mică este avantajoasă pentru unul din scopurile urmărite de recoacere: ușurarea condițiilor de prelucrare prin așchiere. Din acest considerent rezultă de ce temperatura la recoacerea de înmuiere nu trebuie să depășească cu mai mult de 30–40°C temperatura de 820°C.

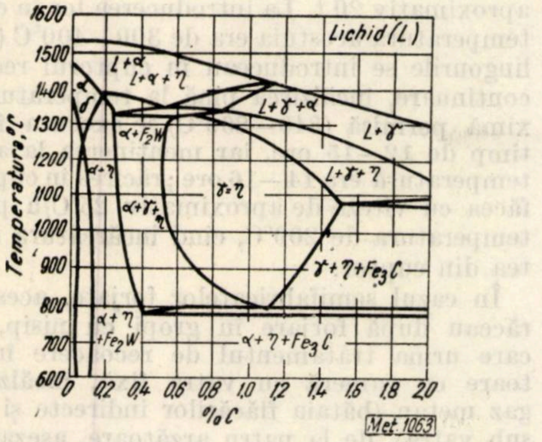


Fig. 4

Pentru alegerea unui alt parametru de bază la recoacere (durata de menținere la temperatura maximă) trebuie să se țină seamă de faptul că la durate exagerat de mari în intervalul 825–950°C se produce o transformare a unei oarecare cantități de carbură complexă Fe_2W_2C, care este mai greu solubilă în austenită la încălzirea în vederea călirii finale. Astfel, în figura 5 este prezentată dependența durității oțelului RW 90 după călire (de la 1 220°C în ulei) și revenire (triplă la 560°C) de durata menținerii la recoacerea de înmuiere la 820°C și 880°C. Din această figură rezultă că duratele de menținere exagerat de mari la temperaturi de recoacere înalte sînt însoțite de o scădere a durității obținute după călire și revenire.

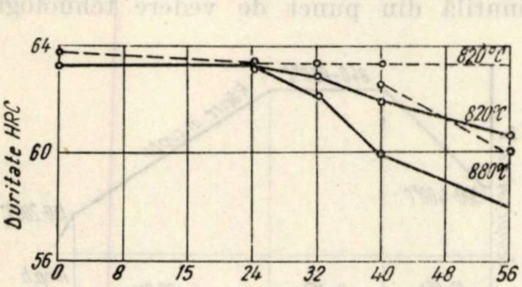


Fig. 5

Această constatare nu trebuie să ducă la ideea că este necesară alegerea unei durate de menținere exagerat de mici. Din figura 6, în care se prezintă dependența durității oțelului RW 180 călit, de la 1 260°C și revenit la diferite temperaturi, de durata recoacerii prealabile la 870°C, se vede că duritățile peste 60 HRC se obțin la durata de recoacere de ordinul a șase ore; la durata de două ore duritatea este mai mică și scade în continuare la durate mai mari (15 sau 24 ore).

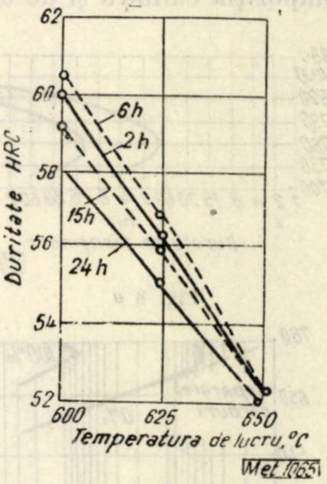


Fig. 6

De asemenea, concludent, pentru modul în care durata menținerii la recoacerea semifabricatelor influențează asupra proprietăților finale ale sculei, este modul în care depinde de această durată stabilitatea la cald a sculelor, proprietate care determină în ultimă instanță proprietățile așchietoare. La oțelul 18-4-1 (RW 180) și la oțelul 10-4-1 (RW 90), pierderea productivității crește cu durata de menținere, în mod foarte accentuat la durata peste 30 ore (fig. 7).

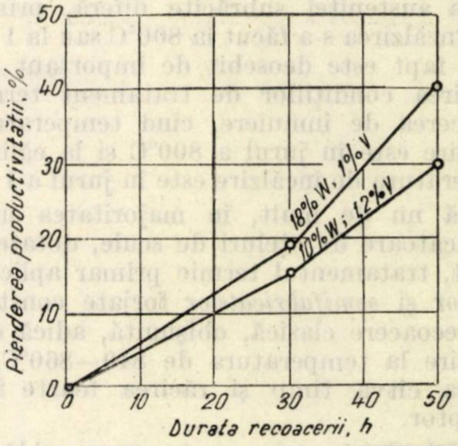


Fig. 7

În sfîrșit, trebuie menționat că această influență negativă a duratei de menținere la recoacere asupra proprietăților care se vor obține la călire este ireversibilă, nemaiputînd fi înlăturată sau atenuată prin nici un tratament termic aplicat sculelor finite.

Transformările la răcirea oțelurilor rapide depind de compoziția chimică și de omogenitatea

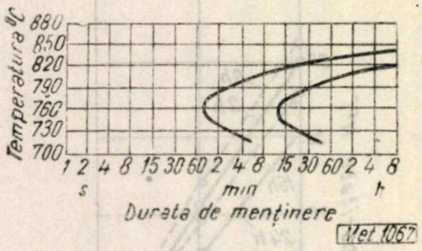


Fig. 8 *a*

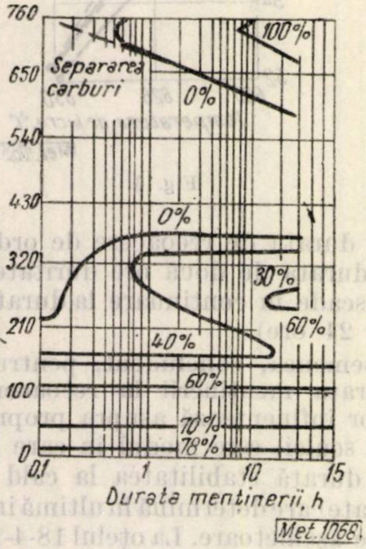


Fig. 8 *b*

austenitei. Din acest punct de vedere trebuie subliniat că, după cum se vede în figura 8 *a*, *b*, forma curbelor izoaustenitice de descompunere a austenitei subrăcite diferă, principial, dacă încălzirea s-a făcut la 800°C sau la 1 250°C. Acest fapt este deosebit de important pentru stabilirea condițiilor de tratament termic la recoacerea de înmuiere, cînd temperatura de încălzire este în jurul a 800°C și la călire,cînd temperatura de încălzire este în jurul a 1 250°C.

Pînă nu de mult, în majoritatea uzinelor producătoare de oțeluri de scule, dotate insuficient, tratamentul termic primar aplicat *lingourilor* și *semifabricatelor* forjate consta dintr-o recoacere clasică, obișnuită, adică dintr-o încălzire la temperatura de 840—860°C, menținerea cîtva timp și răcirea foarte înceată în cuptor.

Astfel, după striparea în stare caldă a lingourilor, acestea se depozitau, iar după minimum 3—4 zile erau supuse tratamentului termic de recoacere, folosindu-se un cuptor cu vatra mobilă, încălzit de obicei cu gaz metan. Regimul termic folosit în acest caz este redat în figura 9. Controlul regimului termic se executa cu ajutorul unui termocuplu plasat în bolta cuptorului. Reglarea vitezei de încălzire se executa manual prin acționarea asupra injectorului. Lingourile se așezau în stivă pe un singur rînd. Mărimea unei încărcături de 80—120 lingouri era de aproximativ 20 t. La introducerea lor în cuptor, temperatura acestuia era de 300—400°C (uneori lingourile se introduceau în cuptorul rece). În continuare, încălzirea pînă la temperatura maximă permisă (840—860°C) se executa într-un timp de 12—15 ore, iar menținerea la această temperatură era 14—16 ore ; răcirea în cuptor se făcea cu viteza de aproximativ 25°C/h pînă la temperatura de 200°C, cînd încărcătura se scotea din cuptor.

În cazul semifabricatelor forjate, acestea se răceau după forjare în gropi cu nisip, după care urma tratamentul de recoacere în cuptoare cu cameră cu vatra fixă, încălzite cu gaz metan (bătaia flăcărilor indirecte și ardere sub vatră), de la patru arzătoare, așezate cîte două la cele două extremități ale cuptorului, sau în cuptoare cu vatra mobilă. Încărcătura se făcea direct pe vatră, uneori fără suport despărțitor, manual, pentru barele mici, și cu ajutorul macaralei, pentru cele mari. Dimensiunile barelor la o încărcătură variau în limite destul de largi (160—50 mm). Mărimea încărcăturii era în jurul a 2 500—5 000 kg. La încărcare, temperatura cuptorului era de 150—200°C, pentru a permite executarea operațiilor de încărcare. Regimul termic de recoacere folosit (fig. 10) constă în următoarele : încălzire pînă la temperatura maximă de tratament (840—860°C) în timp de 12—15 ore, menținerea la această temperatură 10—15 ore, în raport direct cu mărimea încărcăturii. Răcirea se execută în timp de 20—24 ore (viteza 25—30°C/h) pînă la temperatura de 150—200°C, pentru a permite executarea operațiilor manuale de descărcare.

Principalele dezavantaje ale acestui ciclu de tratament termic sînt : prelungirea exagerată și inutilă din punct de vedere tehnologic a ciclului de fabricație ; decarburarea avansată a semifabricatelor forjate, datorită menținerii îndelungate în domeniul temperaturii înalte ; comportarea diferită la tratamentul termic final.

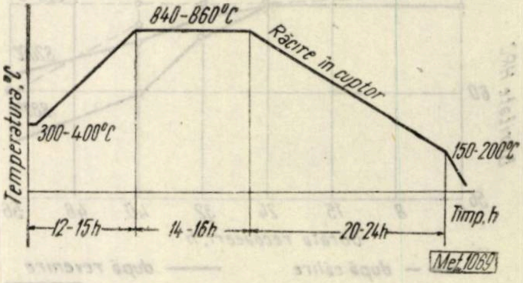


Fig. 9

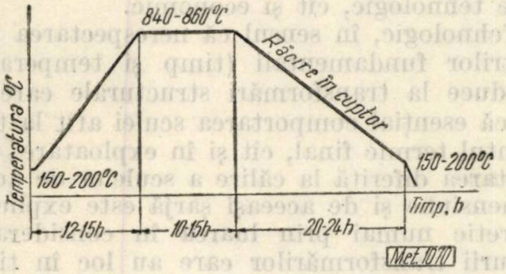


Fig. 10

De aceea, pe baza consideraţiilor de mai sus, ţinînd seamă de structurile şi de proprietăţile optime care se urmăresc a se asigura prin tratamentul termic semifabricatelor produse, se pot stabili următoarele variante de tratament termic:

Varianta I. Tratamentul termic la lingouri şi semifabricate ca operaţie tehnologică distinctă. Schema tratamentului termic este următoarea: după răcirea în lingotieră pînă la temperatura ordinară, lingourile se stripează şi după maximum 30—50 ore se supun tratamentului termic după următorul grafic (fig. 11): încărcarea cuptorului încălzit la 500—600°C, menţinerea la această temperatură circa 4—6 ore, încălzirea pînă la 950°C cu viteza maximă posibilă dată de cuptor (de obicei vitezele pînă la 200°C/h nu sînt periculoase), menţinerea la temperatura de 950°C timp de o oră, după care temperatura se coboară la 900°C, unde se menţine un anumit timp depinzînd de mărimea încărcăturii în felul următor: pentru 14 t = = 6 ore, pentru 24 t = 8 ore, pentru 30 t = = 10 ore. Cu menţinerea la temperaturi peste 860°C se accentuează transformarea Fe_2W_2C — — $WC + W_2C$, care are drept urmare scăderea stabilităţii la cald şi deci a productivităţii sculei finite astfel încît menţinerea la 900°C trebuie redusă la minimum (se limitează la 10—12 ore). De aceea, se indică a se evita încărcături prea mari care ar necesita menţineri cu durate mai mari.

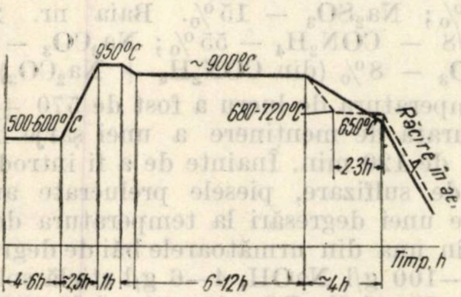


Fig. 11

Răcirea se poate face în două variante: de la 900°C în cuptor pînă la 650°C în patru ore (viteza de răcire 60°C/h), apoi în aer. Răcirea în aer liber de la 650°C duce la formarea unei structuri perlito-sorbitice mai uniforme cu duritate mai mică şi mai favorabilă pentru condiţiile de prelucrare plastică (decojire şi deformare plastică ulterioară); de la 900°C cu viteza maximă posibilă, pînă la 680—720°C cu menţinere izotermă la această temperatură timp de 2—3 ore, urmată de o răcire în aer. În mod practic, această variantă se poate realiza prin insuflarea de aer rece prin injectoare sau prin folosirea unui cuptor auxiliar tot cu vatră mobilă, cu temperatură constantă de 680—720°C, în care se introduce vatra cu încărcătură, după o prealabilă răcire de la 900°C pînă la aproximativ 750°C, prin menţinerea în aer un timp determinat experimental.

Barele şi platbandele se răcesc lent după forjare, în gropi cu nisip sau cenuşă. Graficul de tratament termic (fig. 12) este următorul: introducerea în cuptorul încălzit la 550—600°C, menţinerea pentru egalizare 4—6 ore, după care urmează încălzirea pînă la 850—860°C.

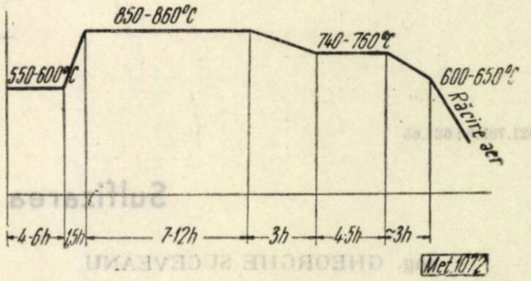


Fig. 12

Pentru a evita decarburarea accentuată a semifabricatelor şi fenomenele arătate mai sus, temperatura de încălzire nu trebuie să depăşească 860°C. Tot din aceleaşi considerente, durata de menţinere la această temperatură se alege astfel, în funcţie de încărcătură: pentru 10 t = 7 ore, 25 t = 8 ore, 30 t = 10 ore, 50 t = 12 ore. Răcirea lentă în cuptor pînă la temperaturi sub 400°C (recoacerea obişnuită) nu este indicată, fiind neeconomică (lungeşte durata totală a tratamentului în cuptor) şi favorizînd decarburări avansate, fără să asigure structura cea mai potrivită pentru tratamentul termic final. Cel mai indicat mod de răcire este următorul: răcirea cu viteza de 30—40°C/h, de la 840—860°C pînă la 740—760°C (răcirea lentă în acest interval de temperaturi favorizează separarea unor particule de carburi în exces din austenita care devenind mai săracă în carbon şi elemente de aliere se va transforma la răcire într-o perlită mai puţin dură). La temperatura de 740—760°C (intervalul perioadei de incubaţie minime — fig. 12) se face o menţinere izotermă de 4—5 ore pentru a se asigura transformarea izotermă a austenitei în toată masa încărcăturii. După această menținere izotermă urmează o răcire în cuptor cu viteze de 40—50°C/h pînă la 600—650°C, după care urmează o răcire continuă în aer. În acest fel se obține o structură perlito-sorbitică cu duritate de 207—255 HB.

Varianta a II-a este condiționată de anumite condiții locale existente în fiecare uzină și constă în următoarele : lingourile se stripează la 20—30 min după turnare și se introduc direct într-un cuptor încălzit la 720—750°C. După încărcare, lingourile se mențin la această temperatură timp de 4—5 ore, apoi se scot și se continuă răcirea în aer. Barele sau platbandele direct de la forjare se introduc într-un cuptor la temperatura de 720—750°C și după o menținere de 2—4 ore se scot și se răcesc în aer.

Această a doua variantă de tratament termic este mult mai economică și reduce în mod corespunzător pericolul de decarburare superficială a produselor ; în același timp, structura și proprietățile (duritatea) obținute sînt complet satisfăcătoare, nefiind cu nimic mai slabe decît cele obținute prin tratamentul după varianta I.

Concluzii. Tratamentul termic primar aplicat semifabricatelor forjate de oțel rapid prezintă o deosebită importanță atît din punct de vedere tehnologic, cît și economic.

Tehnologic, în sensul că nerespectarea parametrilor fundamentali (timp și temperatură) conduce la transformări structurale care modifică esențial comportarea sculei atît la tratamentul termic final, cît și în exploatare. Comportarea diferită la călire a sculelor de aceeași dimensiune și de aceeași șarjă este explicabilă teoretic numai prin luarea în considerare a naturii transformărilor care au loc în timpul recoacerii.

Economic, în sensul că neluarea în considerare a schemelor moderne de tratament termic duce la prelungirea exagerată, inutilă și uneori chiar dăunătoare a ciclului de fabricație a sculelor.

Reiese că obținerea unor rezultate constant favorabile depinde în mare măsură de întocmirea și urmărirea aplicării în practică a unor tehnologii raționale de tratament termic primar al lingourilor și semifabricatelor.

CZ 621.785.5 : 621.65

Sulfizarea pieselor de pompe

ing. GHEORGHE SUCEVEANU
Institutul de studii, cercetări și proiectări tehnologice pentru industria constructoare de mașini și industria electrotehnică

Ing. SORIN PAVLENCO
Uzina de pompe și mașini agricole

Sulfizarea este un procedeu de tratament termochimic deosebit de eficient în două domenii principale ale industriei constructoare de mașini și anume la mărirea durabilității pieselor din oțel și fontă care lucrează la gripaj și uzură și la înlocuirea pieselor de metale sau aliaje neferoase cu piese din fontă sau oțel obișnuit sulfizate, rezistente la gripaj și uzură.

Aceste proprietăți deosebite ale pieselor sulfizate sînt conferite de natura constituenților stratului sulfizat ; este verificat faptul că stratul sulfizat are în constituția sa atît sulfuri de fier (predominante într-o zonă marginală alături de carburi) cît și nitruri de fier (predominante într-o zonă mai largă cuprinsă între zona marginală și miezul pieselor). Asocierea proprietăților acestor constituenți face ca piesele din oțel sau fontă sulfizate să aibă rezistență la gripaj și uzură ridicată atît în frecarea cu ungere, cît mai ales în condiții de frecare semilichidă sau uscată.

În acest articol se descriu experimentările pe bancul de probă și aplicarea procedeului de sulfizare în producția de pompe.

Condițiile de sulfizare. Piesele de pompe executate din oțeluri nealiate sau fontă au fost sulfizate în două băi de săruri la temperatură medie (550—600°C), cu următoarea compoziție chimică în stare anhidră : baia nr. 1, tip 70/15/15 — $K_4Fe(CN)_6$ — 70% ; NaOH — 15% ; Na_2SO_3 — 15%. Baia nr. 2, tip 55/45/8 — CON_2H_4 — 55% ; Na_2CO_3 — 45% ; Na_2SO_3 — 8% (din CON_2H_4 + Na_2CO_3).

Temperatura de lucru a fost de 570 ± 10°C, iar durata de menținere a unei șarje în baie a fost de 120 min. Înainte de a fi introduse în baia de sulfizare, piesele prelucrate au fost supuse unei degresări la temperatura de 80—95°C în una din următoarele băi de degresare : a) 50—100 g/l NaOH, 4—6 g/l sticlă solubilă ; b) 65—75 g/l Na_3PO_4, 40—50 g/l Na_2CO_3.

După degresare, piesele au fost preîncălzite pe marginea creuzetului băii de sulfizare timp de circa 30 min, în care timp atingeau o temperatură de 200—250°C și apoi au fost introduse la sulfizare. Încărcarea pieselor pe dispozitive a fost făcută în așa fel încît acestea să stea liber în baie, fără a atinge fundul sau marginile creuzetului şi fără a se atinge între ele; de asemenea, piesele au fost agitate în timpul menţinerii în baie, în aşa fel încît suprafaţa acestora să fie continuu spălată de topitură proaspătă.

După scoaterea din baia de sulfizare, piesele au fost răcite în aer pînă la o temperatură sub 100°C, după care au fost spălate în apă clocotită timp de 10 min pentru îndepărtarea sărurilor aderate pe piese (aceste ape fiind ulterior neutralizate cu ajutorul $FeSO_4$). După răcire, piesele au fost periate la peria de sîrmă fină, căpătînd o culoare cenuşie-neagră lucioasă, caracteristică. În aceste condiţii piesele au fost montate pe pompele experimentale de pe bancul de probă sau, mai tîrziu, pe pompele din producţia curentă.

Eficienţa operaţiei de sulfizare a fost verificată pe parcurs pe trei căi: a) amprenta Baumann a unor probe martor din acelaşi material ca şi materialul pieselor, pentru a se scoate în evidenţă îmbogăţirea în sulf a marginii probelor şi a pieselor. Această metodă nu a reuşit însă să arate adevărata adîncime a stratului sulfizat, ci doar zona marginală bogată în sulfuri de fier, de maximum 30–40μ; b) conţinutul în anioni activi CN^-, CNO^- şi S^{-2} ai topiturilor de săruri; această metodă indirectă indică limitele inferioare ale compoziţiei în elemente active ale băilor, sub care sulfizarea nu mai poate fi asigurată cu rezultate optime. Aceste limite inferioare sînt: $CN^- = 5\%$, $CNO^- = 18\%$ şi $S^{-2} = 0{,}20\%$. A doua metodă, cea mai des recomandată în documentaţia tehnică de specialitate, cere o durată relativ lungă şi nu este suficient de concludentă în sensul că şi sub limitele inferioare ale conţinutului în anioni activi s-a constatat o sulfizare bună; c) cea de-a treia metodă de control a operaţiei a fost determinarea microscopică a stratului sulfizat. Probe martor din oţel cu puţin carbon (exemplu: OLC-16) sulfizate au fost încălzite la temperatura de 300°C timp de o oră şi apoi şlefuite cu atenţie; după atacare cu reactivi speciali (picral 3% sau soluţie de $FeCl_3$), probele au fost analizate la microscop. După sulfizarea probelor şi pieselor în băile amintite timp de două ore la temperatura de 570° ± 10°C, adîncimea totală a stratului (zona de margine şi zona de trecere spre miez, bogată în nitruri) este cuprinsă între 0,32–0,35 mm.

Înlocuirea bucşelor din bronz cu bucşe din fontă sulfizată la pompele din familia DL. Pompele cu roţi dinţate din familia DL au lagărele de alunecare pe bucşe din bronz; ungerea este asigurată prin lichidul pompat, acesta fiind în general ulei. Aceste pompe lucrează la alimentarea cu lichide unguente sub presiune oriunde este nevoie: la transporturi şi transvazări de uleiuri, de păcură filtrată, în industria chimică şi petrolieră, la comenzi hidraulice etc. Turaţia acestor pompe este de 1 000 şi 1 500 rot/min. Lichidele trebuie să îndeplinească următoarele condiţii: viscozitatea, 2–20° E; temperatura maximă, 80°C; să nu aibă în suspensie particule abrazive sau alte impurităţi.

Bucşele de la aceste pompe, executate din bronz Bz14T, aveau următoarele deficienţe principale: se gripau uşor chiar în condiţii normale de ungere; se produceau încălziri puternice între ax şi bucşă, datorită presiunii specifice mari de contact (40 kg/cm²); uzură puternică după un număr mic de ore de funcţionare (0,1 mm după 40 de ore de funcţionare la presiune de 16 at).

În vederea înlocuirii acestor bucşe de bronz cu bucşe din fontă sulfizată, pentru înlăturarea deficienţelor de mai sus, au fost făcute numeroase încercări pe bancul de probă pe pompe de tip DL experimentale, echipate cu bucşe din bronz şi din fontă sulfizată pentru stabilirea comparativă a funcţionării acestora.

O pompă de tip DL-8 a fost montată cu două bucşe din fontă FC21 sulfizate în baia de tip 70/15/15 timp de două ore (bucşele *1* şi *2*) şi cu două bucşe din bronz Bz14T (bucşele *3* şi *4*), aşa cum se vede în figura 1. Axele *A1* şi *A2* pe care au lucrat cele patru bucşe au fost cele normale, din oţel de îmbunătăţire 33 MoC11, tratate termic conform STAS 791-62.

Regimul de funcţionare a pompei pe bancul de probă a fost următorul: s-a plecat de la o presiune redusă (2,5 at), la care pompa a lucrat timp de două ore, apoi treptat s-a ridicat presiunea de regim, lăsîndu-se să funcţioneze timp mai îndelungat (16 ore) pentru rodaj la presiunea de 10 at, după care s-a ridicat presiunea pînă la 15 at, la care pompa a funcţionat numai trei ore, după care a gripat. La demontare, s-a constatat griparea bucşelor *3* şi *4*, executate din bronz Bz14T, în timp ce bucşele din fontă sulfizată nu au prezentat nici un semn de gripaj.

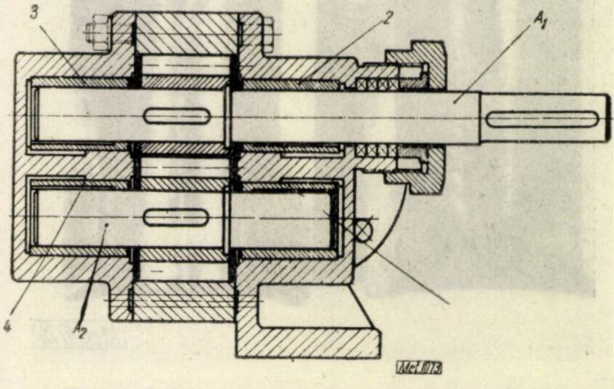


Fig. 1. Schema de montaj a bucşelor din Bz14T şi FC21 sulfizate la o pompă de tip DL-8.

În tabela 1 la poziţia 1 se dau cotele interioare ale bucşelor în porţiunea de frecare, înainte şi după funcţionare; se vede că cele două

Tabela 1

Rezultatele încercărilor de înlocuire a bucșelor din bronz cu bucșe din fontă sulfizată la pompele familiei DL

Natura încercării	Regimul de funcționare	Nr. bucșei	Materialul bucșei	Măsura diametrului interior, mm			Observații
				înainte	după	uzura maximă	
Compararea bucșelor din fontă sulfizată cu bucșe din Bz 14 T (1)	2 ore la 2,5 at 4 ore la 4 at 4 ore la 6 at 16 ore la 10 at 3 ore la 15 at	*1*	FC21 sulfizat	$25^{+0,100}_{+0,090}$	$25^{+0,110}_{+0,100}$	0,01	Gripaj produs la 15 at din cauza bucșelor nr. *3* și *4* din Bz14T
		2	FC21 sulfizat	$25^{+0,130}_{+0,120}$	$25^{+0,135}_{+0,130}$	0,01	
		3	Bz14GT	$25^{+0,100}_{+0,060}$	$25^{+0,125}_{+0,040}$	0,025	
		4	Bz14T	$25^{+0,100}_{+0,060}$	$25^{+0,160}_{+0,040}$	0,06	
Funcționarea pompei cu bucșe din fontă sulfizată (2)	2 ore la 5 at 2 ore la 8 at 16 ore la 10 at 4 ore la 12 at 24 ore la 16 at	*1*	FC21 sulfizat	$25^{+0,110}_{+0,100}$	$25^{+0,110}_{+0,100}$	0	Pompa a funcționat în condiții normale la 16 at, neprezentînd fenomene premergătoare gripajului
		2	FC21 sulfizat	$25^{+0,135}_{+0,130}$	$25^{+0,135}_{+0,130}$	0	
		3	FC21 sulfizat	$25^{+0,110}_{+0,080}$	$25^{+0,110}_{+0,090}$	0,01	
		4	FC21 sulfizat	$25^{+0,120}_{+0,090}$	$25^{+0,120}_{+0,090}$	0	
Rezistența la gripaj a bucșelor sulfizate (3)	2 ore la 5 at 2 ore la 10 at 2 ore la 20 at 2 ore la 30 at 2 ore la 35 at	*1* *2* *3* *4*	FC21 sulfizat FC21 sulfizat FC21 sulfizat FC21 sulfizat	—	—	—	Pompa a funcționat normal pînă la 30 at. La 35 at s-au semnalat fenomene premergătoare gripajului

bucșe de fontă sulfizată au o uzură maximă de 0,01 mm, care în fond reprezintă numai o rodare a suprafețelor interioare în care dispare pojghița friabilă de pe piese, în timp ce bucșele din bronz Bz14T, în afară de faptul că s-au gripat, au prezentat și o uzură cu mult mai pronunțată (0,06 mm).

Din experiența de mai sus, reiese că chiar pînă la presiuni de regim de 16 at, bucșele executate din fontă FC21 sulfizate au o comportare superioară ca rezistență la gripaj și uzură, în comparație cu bucșele din bronz Bz14T. În locul bucșelor *3* și *4* (fig. 1) ale pompei DL-8 din încercarea *1* din bronz Bz14T, au fost montate două bucșe noi din fontă sulfizată în baia de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C timp de două ore, bucșele *1* și *2* rămînînd neschimbate după încercarea precedentă.

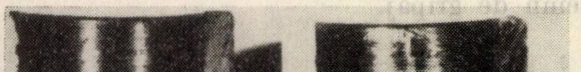


Fig. 2. Aspectul suprafeței interioare a unei bucșe din fontă sulfizată (stînga) și a uneia din bronz care a gripat (dreapta) în condițiile experienței 1 din tabela 1.

După un regim de funcționare mai sever, în sensul unei funcționări de mai lungă durată la presiunea de 16 at, timp de 24 ore (încercarea 2 din tabela 1), s-a constatat o funcționare normală a pompei în sensul că nu a prezentat fenomene premergătoare gripajului ca : variația presiunii, încălziri excesive etc., iar la demontare uzurile au fost nule sau minime.

Cu același montaj ca în figura 1 și cu aceleași bucșe din fontă FC21, care au funcționat în experiența precedentă *2*, cotele inițiale ale bucșelor fiind cotele finale din experiența *2*, s-a încercat funcționarea pompei DL-8 la presiuni superioare presiunii prescrise în caietul de sarcini (16 at) în scopul de a determina rezistența la gripaj a bucșelor din fontă sulfizată.

S-a trecut astfel succesiv prin presiunile de 5, 10, 20, 30 at, lăsînd pompa să funcționeze la aceste presiuni un timp relativ scurt (2 ore). Pînă la presiunea de 30 at nu s-au observat fenomene caracteristice premergătoare gripajului. După două ore de funcționare la presiunea de 35 at pompa a gripat.

Din experiențele *1*, *2* și *3* se poate constata că posibilitatea de funcționare a pompelor cu bucșe din fontă sulfizată este cu mult mai mare deoarece : uzurile la regimul de funcționare a pompelor după caietul de sarcini (16 at) sînt cu mult mai mici ; gripajul pompei are loc la presiuni cu mult mai mari atunci cînd este echipată cu bucșe din fontă sulfizată în loc de bronz, lărgind siguranța de funcționare a pompelor din familia DL ; pompele cu bucșe din bronz la presiunea de regim de 16 at prezintă fenomenele caracteristice începutului gripajului, neprezentînd siguranța în funcționare pe care o au atunci cînd sînt echipate cu bucșe din fontă sulfizată.

Pentru determinarea condițiilor optime de îmbinare a celor două elemente în frecare ale cuplului (bucșă-ax, arbore) s-au montat patru bucșe din fontă sulfizată în baia de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C, timp de două ore, de cotă nominală cu diametrul interior de 25 mm, pe axul din oțel 33 MOC 11 cu diametrul de 25 mm îmbunătățit și apoi sulfizat în aceleași condiții și pe arborele pompei de aceeași cotă cu diametrul de 25 mm, nesulfizat.

Regimul de funcționare a fost mai sever decît la încercările anterioare, în sensul unei funcționări după rodaj mai îndelungat la presiuni ridicate și anume : la 10 at — 50 de ore ; la 15 at — 50 de ore ; la 20 at — 25 de ore, puse ; axul și arborele pompei nu au prezentat practic uzuri. În asemenea condiții a fost indiferentă îmbinarea celor două elemente în frecare : bucșă-ax, arbore, în sensul sulfizării ambelor elemente sau numai a unui element din cuplul de frecare.

Pe aceeași pompă de tip DL-8, utilizată pentru experimentări în încercările precedente, lăsînd neschimbate bucșele *1* și *4* din încercarea *4* (fig. 1), care au fost sulfizate în baia de tip 70/15/15, la temperatura de 570°C timp de două ore, au fost înlocuite bucșele *2* și *3* cu bucșe sulfizate în baia de tip 55/45/8, la temperatura de 570°C, timp de două ore, avînd cota nominală cu diametrul interior de 25 mm. Regimul de funcționare a fost greu și de durată ; pompa a funcționat în astfel de condiții timp de 250 ore la presiuni ridicate, după cum urmează : 20 ore la 10 at ; 60 de ore la 12 at ; 30 ore la 14 at ; 140 ore la 16 at.

După cum reiese din datele cu privire la cotele interioare ale celor două tipuri de bucșe înainte și după încercare (tabela 2), uzurile au fost minime (cuprinse între 0,01 și 0,02 mm), unele din bucșe neprezentînd de loc uzuri. De asemenea, pompa nu a prezentat fenomene premergătoare gripajului, iar axul și arborele nu au avut de loc uzuri.

Pe baza încercărilor pe bancul de probă de înlocuire a bucșelor din bronz cu bucșe din fontă sulfizată în băile de tip 70/15/15 și 55/45/8 la pompele familiei DL se pot trage următoarele concluzii principale : bucșele din fontă sulfizată înlocuiesc cu succes bucșele din bronz Bz14T în construcția pompelor din familia DL ; chiar la durate de funcționare lungi,

Tabela 2

Rezultatele încercărilor la uzură a cuplului bucșe-ax, arbore și a unor bucșe sulfizate în băi diferite pentru pompe de tip DL

Natura încercării	Regimul de funcționare	Nr. bucșei	Materialul bucșei	Măsura diametrului interior, mm			Observații
				înainte	după	uzura maximă	
Bucșe sulfizate pe axe sulfizate și nesulfizate (4)	8 ore la 2 at 8 ore la 4 at 50 ore la 10 at 50 ore la 15 at 25 ore la 20 at	*1*	FC21 sulfizat	$25^{+0,06}_{0}$	$25^{+0,08}_{0}$	0,02	Bucșele *1* și *4* au funcționat pe ax sulfizat, iar bucșele *2* și *3* pe ax nesulfizat
		2	FC21 sulfizat	$25^{+0,05}_{0}$	$25^{+0,06}_{+0,02}$	0,02	
		3	FC21 sulfizat	$25^{+0,05}_{+0,04}$	$25^{+0,09}_{+0,07}$	0,04	
		4	FC21 sulfizat	$25^{+0,05}_{+0,05}$	$25^{+0,06}_{+0,04}$	0,01	
Bucșe sulfizate în baie de tip 70/15/15 și 55/45/8 (5)	20 ore la 10 at 60 ore la 12 at 30 ore la 14 at 140 ore la 16 at	*1*	FC21 sulfizat	$25^{+0,08}_{-0,04}$	$25^{+0,08}_{-0,04}$	0	Bucșele *1* și *4* au fost sulfizate în baie de tip 70/15/15 iar bucșele *2* și *3* în baie de tip 55/45/8
		2	FC21 sulfizat	$25^{+0,15}_{+0,12}$	$25^{+0,15}_{+0,12}$	0	
		3	FC21 sulfizat	$25^{+0,17}_{+0,11}$	$25^{+0,19}_{+0,12}$	0,02	
		4	FC21 sulfizat	$25^{+0,10}_{+0,04}$	$25^{+0,11}_{+0,05}$	0,01	

În tabela 2 se dau cotele pe suprafețele funcționale ale bucșelor înainte și după funcționare din care se pot constata următoarele : bucșele din fontă sulfizată, montate atît pe ax cît și pe arbore, prezintă o uzură minimă, cu tot regimul sever de presiune la care au fost suîn regim de lucru sever (16 şi peste 16 at), bucşele din fontă sulfizată, atît în baia de tip 70/15/15 cît şi în baia de tip 55/45/8, prezintă incontestabile avantaje faţă de bucşele din bronz în sensul eliminării gripajului, a reducerii uzurii şi deci a unei siguranţe cu mult sporite în exploatare; după un număr redus de ore de funcţionare a pompei cu bucşe din fontă sulfizată (după faza de rodaj a pompei), uzura bucşelor nu mai înaintează, spre deosebire de bucşele din bronz a căror uzură înaintează continuu, ajungînd după 200 de ore de funcţionare să fie de ordinul zecimilor de milimetri.

Aplicarea sulfizării la pompele cu etanşare prin presetupe. Etanşarea pompelor din familiile Lotru, Cerna, Criş, Sadu, la trecerea arborelui *1* cu bucşa *2* prin corpul de refulare, respectiv aspiraţie şi refulare, este asigurată printr-o presetupă *3* cu garnituri de azbest grafitat *4* (fig. 3).

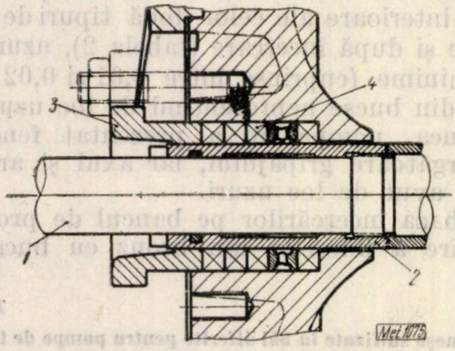


Fig. 3. Schema de montaj a cuplului arbore-bucşă la pompele cu etanşare prin presetupe.

Aceste pompe sînt de tip centrifugal mono sau multi-etajate şi sînt destinate pompării lichidelor neagresive, curate sau foarte puţin impurificate, cu temperatura maximă de lucru de 105°C şi viscozitatea maximă de 5°E. Regimurile de lucru ale acestor familii de pompe cer o turaţie de 750–3 000 rot/min, după caz.

Din experienţa de funcţionare a pompelor, pînă în prezent, s-a constatat o uzură accentuată a axului, respectiv a bucşelor (familia Sadu) în porţiunea de frecare între ax (bucşe) şi materialul garniturii de etanşare, azbestul grafitat. Pentru remedierea acestei serioase deficienţe întîlnite la aceste pompe care se fabrică în mari cantităţi, s-a încercat aplicarea tratamentului superficial de sulfizare a axelor şi bucşelor în porţiunea de frecare, pentru mărirea rezistenţei la uzură.

O pompă Sadu 52 × 2 a fost montată pe bancul de probă avînd etanşarea prin presetupe în două locuri (unul în corpul de aspiraţie şi unul în corpul de refulare), cu două bucşe, una din fontă nesulfizată şi una din fontă sulfizată în baia de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C, timp de două ore, ceea ce a permis compararea acestora în condiţii identice de funcţionare. Pompa a lucrat la presiunea de regim de o atmosferă, la o turaţie de 3 000 rot/min, timp de 750 ore. La demontare s-a constatat o uzură de 2,25 ori mai mare la bucşa nesulfizată faţă de aceea sulfizată (0,09 mm faţă de 0,04 mm), după cum se vede din tabela 3.

Tabela 3

Uzura bucşelor nesulfizate, sulfizate şi cromate, montate pe pompele cu etanşare prin presetupe

Materialul bucşei	Durata de funcţionare h	Cota, diametrul interior, mm			Uzura maximă, mm
		din documentaţie	înainte de funcţionare	după funcţionare	
Fontă nesulfizată	750	$32^{\,0}_{-0,05}$	$32^{-0,02}_{-0,07}$	$32^{-0,02}_{-0,016}$	0,09
Fontă sulfizată		$32^{\,0}_{-0,05}$	$32^{\,0}_{-0,03}$	$32^{-0,03}_{-0,07}$	0,04
Oţel sulfizat	1 000	$32^{\,0}_{-0,05}$	$32^{+0,055}_{-0,050}$	$32^{+0,04}_{-0,09}$	0,04
Oţel cromat		$32^{\,0}_{-0,05}$	$32^{-0,020}_{-0,035}$	$32^{-0,03}_{-0,13}$	0,10

Aspectul după uzura celor două bucşe este arătat în figura 4 (în partea de sus bucşa sulfizată, iar în partea de jos bucşa nesulfizată). În fotografie se observă diferenţa de uzură a celor două bucşe.

O pompă Sadu 50×2 a fost echipată cu o bucşă din oţel OL50 sulfizată în baie de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C, timp de două ore şi una din oţel OL50 cromată dur

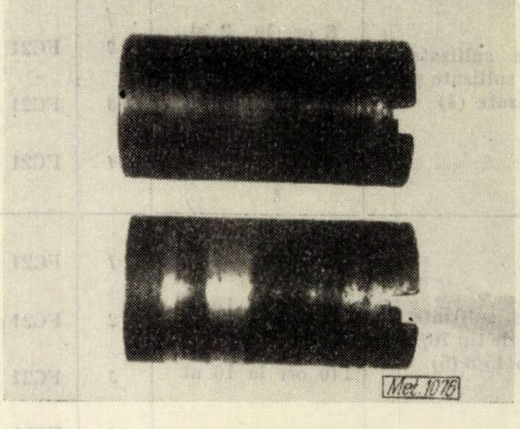


Fig. 4. Bucşe din fontă cu diametrul de 44×95 mm pentru pompa Sadu 50, care au lucrat 750 de ore: sus — sulfizată; jos—nesulfizată.

la exterior într-o baie cu următoarea compoziţie: 250 g/l Cr_2O_3; 2,5 g/l H_2SO_4; rest apă.

Condiţiile de cromare au fost următoarele: durata — 4 ore; tensiunea — 6 V; densitatea curentului — 20 A/bucșă ; temperatura — 58°C. Depunerea de crom a avut o grosime de 0,1 mm.

Scopul acestei încercări a fost de a vedea în același regim de funcționare comportarea comparativă la uzură a celor două tipuri de bucșe, întrucît un număr însemnat de comenzi necesitau un tratament de ridicare a rezistenței la uzură a bucșelor (axelor). Pompa a funcționat încontinuu 1 000 ore la presiunea de regim de o atmosferă la o turație de 3 000 rot/min. La demontare s-a constatat că la cota de funcționare, bucșa de oțel sulfizat a avut o uzură de 0,04 mm, față de bucșa din oțel cromat care a avut o uzură de 0,1 mm, adică de 2,5 ori mai mare (tabela 3).

În figura 5 se vede aspectul după uzură al celor două bucșe (în partea de sus bucșa sulfizată, iar în partea de jos bucșa cromată).

Pe baza încercărilor pe bancul de probă de mărire a rezistenței la uzură a bucșelor și axelor de la pompele cu etanșare prin presetupe prin procedeul de sulfizare se pot trage următoarele concluzii principale : bucșele din fontă sulfizată în baia de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C, timp de două ore s-au uzat după 750 ore de funcționare la presiunea de regim, de 2,25 ori mai puțin decît bucșele din fontă nesulfizată ; bucșele din oțel sulfizat în baie de tip 70/15/15 la temperatura de 570°C, timp de două ore s-au uzat după 1 000 de ore de funcționare la presiunea de regim de 2,5 ori mai puțin decît bucșele din oțel cromat ; rezultatele experimentale obținute pe bancul de probă au făcut ca procedeul de sulfizare să fie ales ca procedeul de mărire a rezistenței la uzură și gripaj a bucșelor și axelor pompelor cu presetupe (familiile Lotru, Cerna, Criș, Sadu).

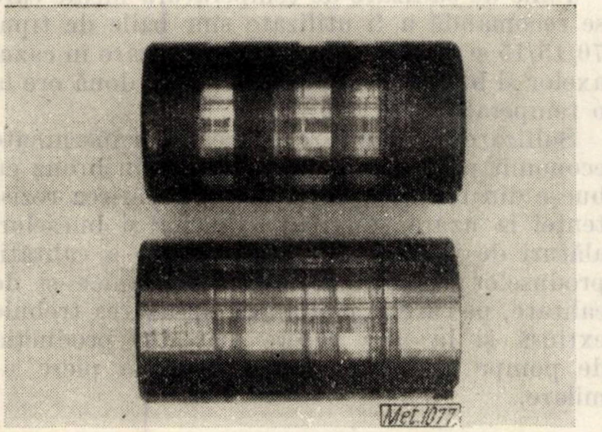


Fig. 5. Bucșe din oțel OL50 cu diametrul 44×95 mm pentru pompa Sadu 50, care au funcționat 1 000 de ore ; sus — sulfizată ; jos — cromată.

Deformațiile axelor și bucșelor la sulfizare. Pentru a urmări eventualele deformări sau modificări dimensionale ale axelor sau bucșelor familiilor de pompe DL, Lotru, Cerna, Criș, Sadu, au fost sulfizate special în acest scop două bucșe din fontă și un ax din oțel OL50.

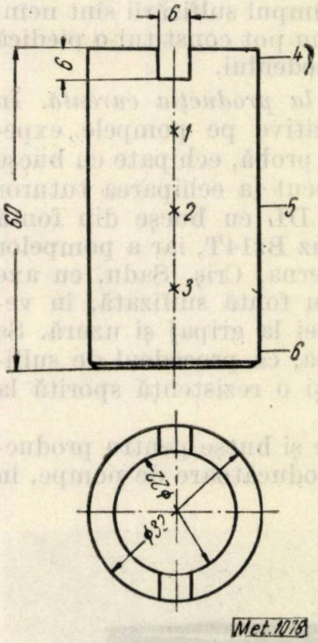


Fig. 6. Bucșă din fontă pentru pompele Sadu, sulfizată în vederea modificărilor dimensionale și ale deformațiilor.

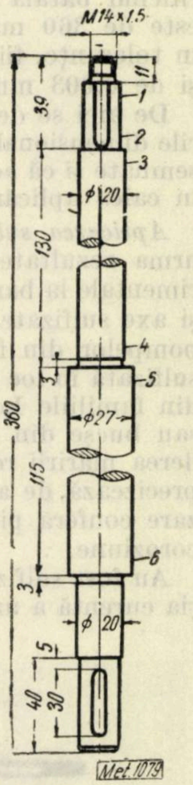


Fig. 7. Ax din oțel OL50 pentru pompele LCC, sulfizat în vederea urmăririi modificărilor dimensionale și ale deformațiilor.

O asemenea bucșă este arătată în figura 6, iar axul în figura 7.

Piesele au fost prelucrate mecanic la cota finală, apoi măsurate la cotele principale și sulfizate într-o baie de tip 70/15/15, la temperatura de 570°C, timp de două ore. Piesele au fost introduse în baie în poziție verticală, fără a fi sprijinite de fundul creuzetului. Axul a fost sulfizat parțial la capătul cu filet pînă la porțiunea cu diametrul de 27 mm (fig. 7).

Rezultatele măsurărilor înainte și după sulfizare sînt prezentate în tabela 4.

Tabela 4

Variațiile dimensionale după sulfizarea axelor și bucșelor

Nr. bucșei	Creșterea diametrului exterior, mm, în pozițiile :						Media, mm
	1	*2*	*3*	*4*	*5*	*6*	
1	0,005	0,010	0,015	0,005	0	0,005	0,0070
2	0,005	0,005	0,005	0,005	0	0,005	0,0040
Axul	0,005	0,005	0	0,005	0	0	0,0025

Din tabela 4 se vede că după sulfizare cele două bucşe şi-au mărit diametrul exterior în medie cu 5μ (rămînînd în toleranţe), iar axul şi-a mărit diametrele în medie cu 2,5 μ. Verificînd bătaia axului (a cărui lungime totală este de 360 mm), s-a constatat că se înscrie în toleranţe, fiind de 0,01 mm la capătul lung şi de 0,003 mm la capătul scurt.

De aici se deduce că deformările şi modificările dimensionale din timpul sulfizării sînt neînsemnate şi că acestea nu pot constitui o piedică în calea aplicării procedeului.

Aplicarea sulfizării la producţia curentă. În urma rezultatelor pozitive pe pompele experimentale la bancul de probă, echipate cu bucşe şi axe sulfizate, s-a trecut la echiparea tuturor pompelor din familia DL cu bucşe din fontă sulfizată în loc de bronz Bz14T, iar a pompelor din familiile Lotru, Cerna, Criş, Sadu, cu axe sau bucşe din oţel sau fontă sulfizată, în vederea măririi rezistenţei la gripaj şi uzură. Se precizează, de asemenea, că procedeul de sulfizare conferă pieselor şi o rezistenţă sporită la coroziune.

Au fost sulfizate axe şi bucşe pentru producţia curentă a uzinei producătoare de pompe, în două băi de sulfizare de temperatură medie de tipul 70/15/15 şi 55/45/8. Temperatura de sulfizare în toate cazurile a fost de 570±10°C, iar durata totală de menţinere a şarjelor de piese în baia topită a fost de două ore. Controlul eficienţei sulfizării s-a făcut pe baza amprentei Baumann, luată pe probe martor din acelaşi material cu al pieselor şi pe baza observaţiilor şi măsurărilor metalografice ale stratului sulfizat pe probe din oţel OLC16. În acelaşi timp s-a urmărit compoziţia chimică în anioni activi a băilor de sulfizare.

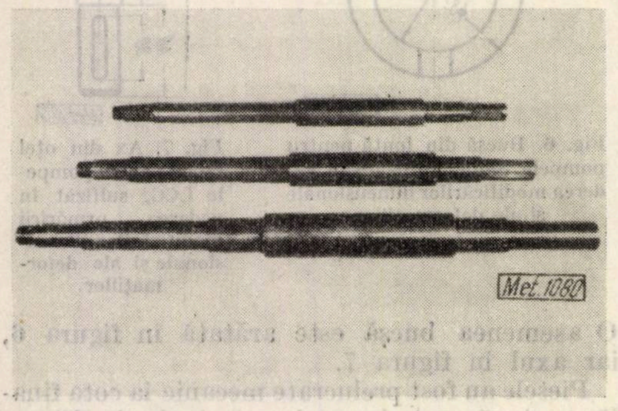


Fig. 8. Arbori din oţel OL50 pentru pompele LCC sulfizate în baia tip 70/15/15 şi 55/45/8 la 570°C, două ore. L = 360, 415 şi 520 mm.

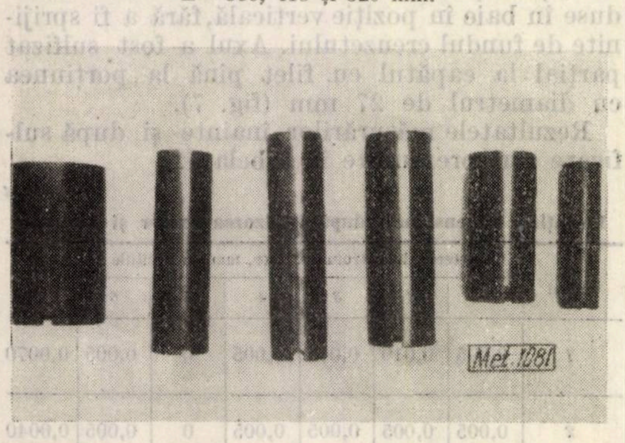


Fig. 9. Bucşe din fontă pentru pompele Sadu şi LCC — Sl sulfizate în baia de tip 70/15/15 şi 55/45/8 la 570°C, două ore.

În figurile 8 şi 9 se dau mai multe tipuri de axe şi bucşe din cele care se sulfizează în prezent în vederea măririi rezistenţei la gripaj şi uzură.

Concluzii

După experimentările efectuate pe pompe la bancul de probă cît şi în condiţii directe de exploatare se pot trage următoarele concluzii cu privire la aplicarea sulfizării în producţia de pompe :

Bucşele din fontă sulfizată de la pompele din familia DL au înlocuit cu succes bucşele din bronz Bz14T, suportînd regimuri de funcţionare mai grele, avînd o rezistenţă la gripaj şi uzură superioară şi prezentînd siguranţă mai bună în funcţionare.

Axele şi bucşele sulfizate de la pompele cu etanşare prin presetupe au avut o rezistenţă la uzură superioară axelor şi bucşelor nesulfizate cît şi celor cromate; la aceasta trebuie adăugate şi rezistenţa superioară la coroziune a pieselor sulfizate ca şi preţul de cost mai scăzut al operaţiei de sulfizare.

Băile de sulfizare de temperatură medie care se recomandă a fi utilizate sînt băile de tipul 70/15/15 şi 55/45/8; durata de sulfizare în cazul axelor şi bucşelor de pompe este de două ore la o temperatură de 570±10°C.

Sulfizarea a permis realizarea unor însemnate economii prin înlocuirea bucşelor din bronz cu bucşe din fontă sulfizată şi prin mărirea rezistenţei la uzură şi gripaj a axelor şi bucşelor, alături de îmbunătăţirea simţitoare a calităţii produselor; faţă de efectele economice şi de calitate, pe care le realizează, sulfizarea trebuie extinsă şi la alte repere atît din producţia de pompe cît şi din alte ramuri la piese similare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kriulin, A. V. *Sulfocianurarea oţelului şi fontei.* Leningrad, L.D.N.T.P., 1959. [2] Kalinin, A. K. *Sulfizarea în băi fără folosirea cianurilor.* In : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov nr. 8, aug. 1961, p. 56—58. [3] Suceveanu, Gh. şi Rozenthal, G. *Determinarea eficienţei sulfizării prin încercări la gripaj şi uzură prin frecare.* In : Metalurgia şi Construcţia de Maşini, XIII, 1961, nr. 4, apr. p. 283—292. [4] Smet, Gérard. *Cementarea cu sulf — sulfizarea.* In : La pratique des industries mécaniques, nr. 2, febr. 1961.

CZ 620.193 : 624.014

Coroziunea atmosferică asupra construcțiilor metalice în centrele industriale

Ing. IRINA CORNEA și ing. ȘTEFAN ZĂMÎRCĂ
Centrul de cercetări metalurgice al Academiei Republicii Populare Romîne

Prin coroziune atmosferică se înțelege procesul de distrugere a metalelor și aliajelor, datorită reacțiilor electrochimice și chimice care au loc pe suprafața acestora. Atmosfera este cel mai răspîndit dintre mediile corozive care acționează asupra materialelor metalice, deoarece majoritatea construcțiilor și instalațiilor industriale sînt exploatate în condiții atmosferice. Astfel, cu toate că, în majoritatea cazurilor, valorile vitezei de coroziune atmosferică sînt mai mici de 0,25 mm/an adîncime medie de pătrundere, pentru aliajele feroase, în comparație cu valorile vitezei de coroziune ale acelorași materiale în contact cu diverși electroliți și substanțe chimice, totuși, pierderile datorită coroziunii atmosferice sînt cele mai mari, deoarece, potrivit unor calcule aproximative [1], din volumul de produse feroase, total utilizate, în jur de 80% este folosit în condițiile coroziunii atmosferice.

Sînt cunoscute trei tipuri de coroziune atmosferică, această clasificare făcîndu-se pe considerente de mecanism al reacțiilor și anume [3]: coroziunea atmosferică uscată, în absența totală a umezelii și care au un mecanism de coroziune chimică ; coroziunea atmosferică semiumedă, la umiditate relativă mai mică de 100%, care se desfășoară sub o peliculă extrem de fină de electrolit (apă) provenită în urma condensării sau adsorbției ; coroziunea atmosferică umedă, la o umiditate relativă în jur de 100%, cînd pe suprafața metalului există o peliculă vizibilă de umiditate.

În practică, între aceste trei tipuri de coroziune nu există o delimitare netă, trecîndu-se ușor, datorită deselor variații climatice, de la un tip de coroziune la altul.

Factorii externi importanți care acționează asupra coroziunii atmosferice sînt : umiditatea aerului, cantitatea de ploaie căzută, prezența în aer a corpurilor solide (praf, particule de cărbune, minereu, etc.), gradul de iluminare solară ; prezența în aer a unor agenți de impurificare (SO_2, H_2S, săruri etc.).

Dintre impuritățile prezente în atmosfera centrelor metalurgice, concentrațiile de SO_2 și H_2S constituie factorii determinanți ai intensității coroziunii metalelor. De asemenea, prezența unei cantități însemnate de praf (cărbune și minereu) depuse pe suprafața formelor metalice, cît și a produselor de coroziune (rugină), creează condiții optime de formare și păstrare, un timp mai îndelungat, a unei pelicule de umiditate în care se dizolvă SO_2 și H_2S din atmosferă, procesul de coroziune fiind foarte mult intensificat. Concomitent cu aceasta, praful de cărbune de pe suprafața metalului constituie o depunere catodică intermitentă, care provoacă și accelerează coroziunea în pitinguri.

În sectorul furnalelor atmosfera este impurificată cu SO_2 degajat la evacuarea zgurei, în special H_2S format la granularea zgurei, praf de cărbune și minereu, care provoacă o coroziune accentuată a construcțiilor metalice învecinate, mai ales dacă acestea nu sînt protejate în mod corespunzător. Determinările efectuate au arătat valori cuprinse între 0,02—0,2 mg/l SO_2 sau H_2S.

În figura 1 se dau cîteva exemple : la o grindă a furnalelor vechi (fig. 1, *a*), la o macara veche din vecinătatea furnalului (fig. 1, *b*), la o instalație de desulfurare de la uzina cocsochimică (fig. 1, *c*, *d*, *e*).

Umiditatea ridicată și continuă, datorită degajării vaporilor de apă de la instalațiile de granulare a zgurei, ușurează uneori o coroziune puternică a grinzilor din construcția furnalelor și a instalațiilor auxiliare.

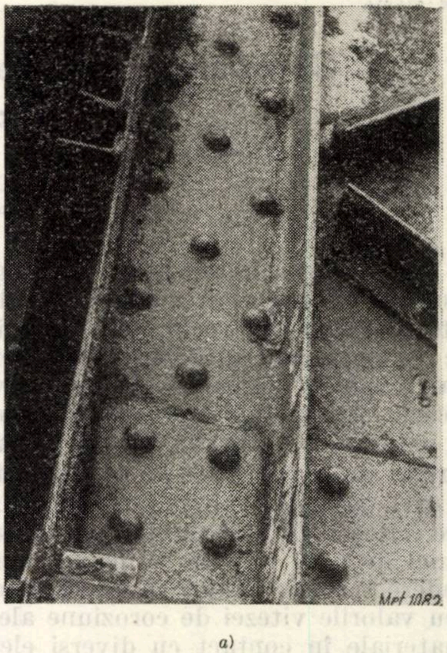
Problemele de coroziune atmosferică din uzinele cocsochimice sînt mai complexe și se împletesc, în unele cazuri, cu cele de coroziune interioară ale agregatelor. În general, atmosfera din uzinele cocsochimice este definită ca o atmosferă asemănătoare aceleia din industriile chimice. Pe lîngă impurificarea mai puternică cu compuși sulfuroși și praf de cărbune, se adaugă unele degajări sau scăpări de vapori de acid sulfuric, NH_3, solvenți organici și alte substanțe diverse, precum și vapori de apă. De aceea, în mod practic, protecția unor astfel de construcții este o problemă dificilă necesitînd un studiu amănunțit al diferitelor cazuri particulare.

Coroziunea atmosferică este prezentă la toate instalațiile, acționînd asupra majorității construcțiilor : grinzi, conducte, rezervoare, gazometre, instalații etc. În sectoarele de oțelărie, aglomerare etc., situate în apropierea furnalelor și a uzinelor cocsochimice, agresivitatea atmosferică este ceva mai slabă, totuși destul de însemnată.

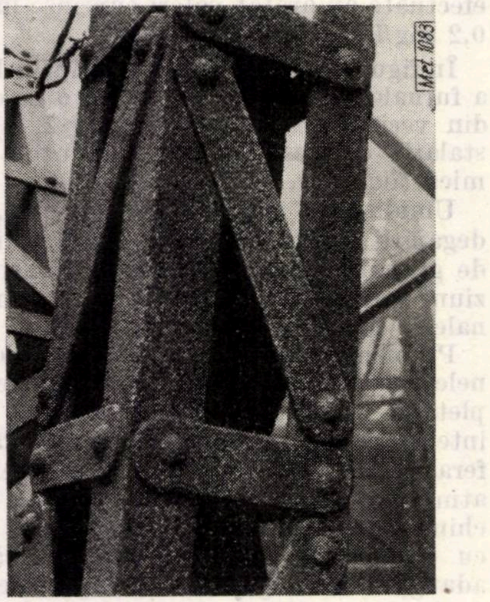
În perioada 1958—1960, s-au efectuat încercări experimentale pentru stabilirea vitezei de coroziune a diverselor aliaje feroase și neferoase în cadrul stațiilor de la uzina

”23 August”, București, de la Combinatul siderurgic Hunedoara și de la Combinatul siderurgic Reșița.

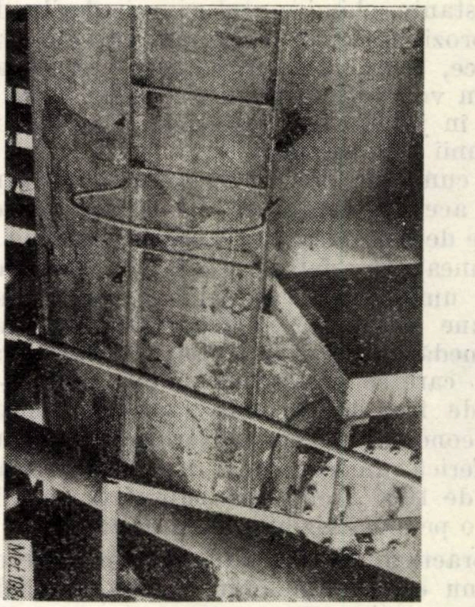
Pentru expunerea probelor s-au folosit standuri de fier vopsit. Pe fiecare stand s-au expus 21 de probe de tablă tăiată în pătrat cu latura de 150 mm. Prinderea probelor s-a realizat cu ajutorul unor corzi de nylon trecute prin cele patru găuri (de 5 mm diametru) practicate în dreptul colțurilor plăcilor, direcția de orientare a standurilor fiind cu fața spre sud. Din cauza umidității întreținute de pămînt, distanța dintre acestea și plăcile expuse este un factor de care trebuie să se țină seama [5]. Distanța folosită a fost de circa 1 m și în plus unele standuri au fost așezate la o înălțime mai mare, de pildă, pe acoperișul unei hale, pentru a se cunoaște efectul apropierii de pămînt, precum și influența concentrației de gaze nocive industriale în aerul din preajma solului. Modul de amplasare a stațiilor de încercare la coroziune atmosferică este arătat în figura 2.



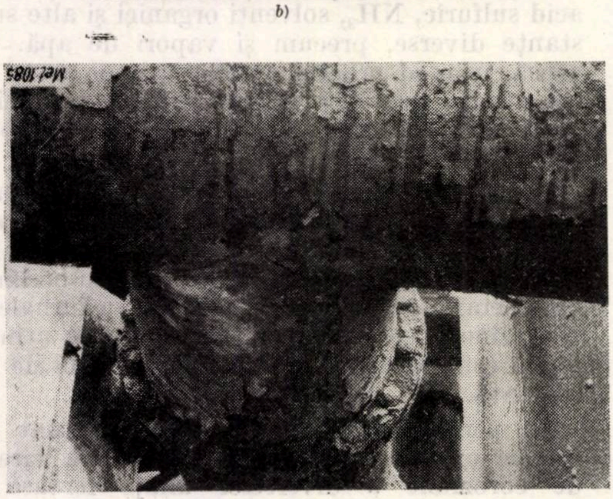
a)



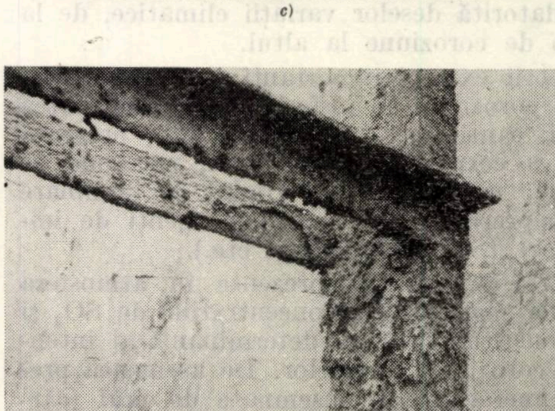
b)



c)



d)



e)

Fig. 1

Pentru încercări s-au folosit materiale metalice a căror compoziţie chimică este dată în tabela 1. S-au ales, în special, oţeluri de construcţie cu conţinut mic de carbon, element a cărui prezenţă nu are influenţă deosebită asupra rezistenţei la coroziune.

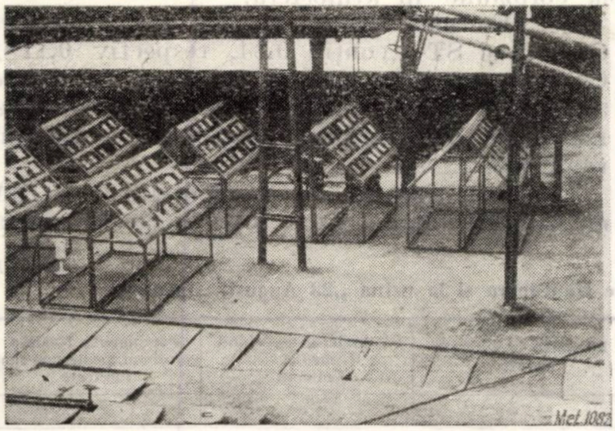


Fig. 2

Cuprul este singurul element de aliere care, conţinut în procente foarte mici, are un rol foarte important în ceea ce priveşte rezistenţa la coroziune în atmosferă industrială (oţelurile romîneşti OL38 şi OL00-2 prezintă compoziţia cea mai avantajoasă din acest punct de vedere, avînd un conţinut de 0,45%Cu). Efectul favorabil al prezenţei cuprului este explicat, după unii autori, prin caracterul particular al produsului de coroziune (probabil în mare măsură sulfat) care se formează. Alţi autori [3] arată că prin coroziunea oţelului se dizolvă atît fierul cît şi cuprul; dar cuprul fiind scos din soluţie se depune pe suprafaţa metalică formînd mici catozi; prezenţa de mici catozi puternici pot duce la o pasivizare anodică şi, ca urmare, oţelul se va coroda mai puţin. Este de remarcat faptul că prezenţa cuprului în oţeluri îmbunătăţeşte proprietăţile de rezistenţă la coroziune atmosferică ale acestuia chiar în condiţiile acoperirilor cu pelicule.

În ceea ce priveşte conţinutul de cupru al oţelurilor, se remarcă unele diferenţe legate de provenienţa lor. Se observă că oţelurile elaborate la Reşiţa OL38 şi OL00-2, conţin 0,45%, respectiv 0,34% cupru. Oţelurile OL00-1 şi OL50 elaborate la Hunedoara conţin o cantitate foarte mică de cupru (0,05—0,07%), iar cele sovietice ST-3 şi 30 HGSA au un conţinut intermediar între aceste două tipuri (0,11% Cu).

Microstructura oţelurilor este un factor care nu influenţează prea mult asupra vitezei de distrugere [1], [6]. Efectul microstructurii se observă mai mult în condiţiile acţionării simultane a coroziunii şi solicitărilor mecanice [7].

Probele au fost degresate în benzină, curăţate de ţundăr prin decapare în acizi, spălate şi apoi degresate în acetonă, spălate în alcool, uscate, cîntărite şi puse pe standuri. O altă serie de probe au fost expuse cu ţundărul de la laminare, pentru a se observa modul de comportare a fiecărei pelicule de oxid în parte.

Probele de Al au fost decapate în soluţie de 30% HNO_3, iar cele de alamă şi cupru, în soluţie de 5% H_2SO_4.

Pentru determinarea valorilor coroziunii atmosferice la diferite intervale de timp s-au extras probe de materiale metalice expuse în staţiile de încercări. Îndepărtarea produşilor de coroziune de pe probele de oţel s-a efectuat mai întîi mecanic prin ciocănire, frecare cu perii de păr, apoi complet prin decapare în soluţie de 10% H_2SO_4 + 1% petrosulfonat (ca inhibitor), la temperatura camerei de 20—25°C, timp

Tabela 1

Compoziţia chimică a materialelor metalice folosite la încercările de coroziune atmosferică

Material metalic	Locul de încercare	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo	Zn	Mg	Fe	Sn—Pb	Observaţii
OLOO—1	Hunedoara	0,07	0,01	0,37	0,023	0,029	—	—	0,05	—	—	—	—	—	Elaborat CSH
OLOO—2	Bucureşti	0,03	0,01	0,19	0,03	0,022	—	—	0,34	—	—	—	—	—	Elaborat CSR
OL 38	Bucureşti, Hunedoara, Reşiţa	0,14	0,01	0,37	0,022	0,012	—	—	0,45	—	—	—	—	—	Elaborat CSR
OL 50	Hunedoara, Reşiţa	0,32	0,21	0,72	0,017	0,020	—	—	0,07	—	—	—	—	—	Elaborat CSH
CT-3	Bucureşti, Hunedoara	0,20	0,01	0,54	0,035	0,030	—	—	0,11	—	—	—	—	—	Elaborat URSS
30 HGSA	Bucureşti, Hunedoara	0,32	1,10	0,97	0,019	0,022	0,97	0,15	0,11	—	—	—	—	—	Elaborat URSS
Oţel inoxidabil	Hunedoara, Reşiţa	0,13	0,55	1,04	0,012	0,028	17,34	15,10	—	2,8	—	—	—	—	Elaborat URSS
Alamă	Hunedoara, Reşiţa	—	—	—	—	—	—	—	60,1	—	36,23	—	3,34	0,1	Elaborat URSS
Aluminiu	Hunedoara, Reşiţa	—	0,20	—	—	—	—	—	—	—	0,16	0,22	0,18	—	
Cupru electrolitic		—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

de 2—3 ore, pierderea în greutate datorită decapării fiind aproximativ 3,65 g/m^2.

Decaparea probelor de aluminiu s-a făcut în soluţie de 30% HNO_3 la 20—25°C, timp de 15 min. Pierderea în greutate la decapare este de aproximativ 3,2 g/m^2. După decapare probele au fost spălate bine, uscate, degresate şi cîntărite.

Rezultatele obţinute la Combinatul siderurgic Hunedoara, Combinatul siderurgic Reşiţa şi uzinele „23 August" — Bucureşti sînt arătate în tabela 2. Valorile coroziunii atmosferice au fost exprimate în g/m^2/zi sau mm/an. Se observă că pentru Bucureşti valorile coroziunii variază între 0,25—0,3 g/m^2/zi (sau 0,011—0,014 mm/an), variind foarte puţin cu natura oţelurilor încercate. Unele abateri observate se pot explica prin prezenţa cuprului în oţeluri, care are un efect de creştere a rezistenţei la coroziune în atmosferă.

Se observă, astfel, că mărcile de oţeluri OL00-2 şi ST-3 conţin 0,34, respectiv 0,11% Cu la un conţinut egal de 0,03% S, fapt care ar putea explica rezistenţa la coroziune ceva mai mare (0,25 faţă de 0,28 g/m^2/zi) a oţelului romînesc.

În acelaşi timp se observă că oţelul 30 HGSA cu un conţinut de cupru (0,11%), acelaşi ca la

Tabela 2

Valorile coroziunii atmosferice la Combinatul siderurgic Hunedoara şi la uzina „23 August" Bucureşti

Staţia de încercare 1	Material metalic 2	Pierderea în greutate totală, g/m^2/zi 3	Pierderea în greutate, g/m^2/zi 4	Pătrunderea coroziunii, medie, mm/an 5	Pătrunderea totală a coroziunii, medie, mm/timp încercare 6
Uzina „23 August" Bucureşti	OLOO (2) 0,34% Cu	47,306 g/m^2 189 zile	0,2510	0,0110	0,0060
		99,79 g/m^2 370 zile	0,2690	0,0120	0,0127
	CT-3	53,492 g/m^2 189 zile	0,2850	0,0130	0,0068
		106,33 g/m^2 370 zile	0,2870	0,0131	0,0135
	30 HGSA	56,757 g/m^2 189 zile	0,3000	0,0140	0,0072
		108,77 g/m^2 370 zile	0,0293	0,0140	0,0140
Combinatul siderurgic Hunedoara, oţelărie	OLOO (1) 0,05% Cu	306,8 g/m^2 193 zile	1,589	0,0750	0,039
		620,3 g/m^2 415 zile	1,494	0,0694	0,079
		827,6 g/m^2 573 zile	1,444	0,0670	0,105
	OL 38 0,45% Cu	465,7 g/m^2 212 zile	2,196	0,1020	0,059
		552,4 g/m^2 382 zile	1,440	0,0660	0,070
	30 HGSA	511,6 g/m^2 212 zile	2,413	0,1120	0,065
		819,8 g/m^2 382 zile	2,146	0,1000	0,104
Combinatul siderugic Hunedoara, cocseria	OLOO (1) 0,05% Cu	907,6 g/m^2 193 zile	4,70	0,218	0,150
		1797,3 g/m^2 415 zile	4,35	0,210	0,228
		2445,1 g/m^2 573 zile	4,26	0,198	0,311
	OL 38 0,45% Cu	1179,4 g/m^2 212 zile	5,56	0,258	0,150
		2089,2 g/m^2 382 zile	5,46	0,253	0,266
	30 HGSA	1148,3 g/m^2 212 zile	5,40	0,251	0,146
		1562,7 g/m^2 382 zile	4,10	0,199	0,199
Combinatul siderurgic Hunedoara, oţelăria, cocseria	Aluminiu	3,77 g/m^2 212 zile	0,0177	0,00239	0,0013
		4,38 g/m^2 382 zile	0,0133	0,00152	0,0016
	Aluminiu	5,7 g/m^2 212 zile	0,0269	0,00363	0,00211
		6,35 g/m^2 382 zile	0,0166	0,00224	0,0023
Combinatul siderurgic Reşiţa, cocseria	OL 38 0,45% Cu	1134,2 g/m^2 246 zile	4,3	0,214	0,144
		1566,6 g/m^2 430 zile	3,64	0,169	0,199
	OL 50	1046,8 g/m^2 246 zile	4,2	0,197	0,133
		1353,2 g/m^2 430 zile	3,14	0,146	0,172
	Alamă	147,2 g/m^2 246 zile	0,52	0,025	—
		187,5 g/m^2 430 zile	0,43	0,018	—
	Cupru electrolitic	472,4 g/m^2 246 zile	1,92	0,078	—
		749,9 g/m^2 430 zile	1,74	0,071	—

oţelul CT-3, se corodează ceva mai mult, probabil datorită unui conţinut ceva mai mare de Si (1,10%) [1].

Valorile obţinute pentru coroziune la Hunedoara sînt mult mai mari decît cele de la Bucureşti, fapt care se explică prin gradul mărit de impurificare a atmosferei cu SO_2 şi H_2S, precum şi prin prezenţa în aer a unei cantităţi apreciabile de particule solide de minereu şi cărbune. La probele expuse în staţia de la cocserie s-au constatat pierderi în jurul valorilor de 4,5—5,5 g/m²/zi şi de 1,59—2,5 g/m²/zi la acelea de la oţelărie. Coroziunea mai mare de la cocserie se explică prin impurificarea mai puternică a atmosferei din acest sector, cum şi prin faptul că probele au fost expuse în apropierea pămîntului care întreţine o umiditate aproape permanentă (spre deosebire de cele de la oţelărie instalate pe acoperişul halei).

Cunoscînd aceste valori, este interesant de făcut o comparaţie cu datele din literatură, pentru condiţii apropiate de cele ale noastre. Desigur nu se poate stabili decît o corespondenţă aproximativă, deoarece atît materialele cît şi condiţiile de încercare, dar mai ales condiţiile atmosferice, pot fi doar în mare considerate asemănătoare.

Astfel, K. Deaves [8] indică o viteză medie de ruginire de 579 g/m²/an sau 0,073 mm/an, valorile coroziunii pentru oţeluri nealiate fiind cuprinse, în general, între limitele 200—1 300 g/m²/an, datorită deosebirii ca impurificare şi climă dintre diferitele atmosfere industriale.

Valorile coroziunii pentru probele de oţel expuse în staţia de la uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara şi cocseria Combinatului siderurgic Reşiţa sînt cu mult superioare celor de la oţelăria Combinatului siderurgic Hunedoara, depăşind valorile indicate în literatură pentru cazul atmosferelor industriale : 1 300—2 000 g/m²/an faţă de 200—1 300 g/m²/an.

În ceea ce priveşte metalele neferoase folosite în încercările la coroziune atmosferică, sînt interesante rezultatele obţinute la Combinatul siderurgic Hunedoara pentru aluminiu de calitate comercială a cărui compoziţie chimică este dată în tabela 1. Valorile coroziunii atmosferice pentru aluminiu sînt aproape de 1 000 de ori mai mici decît cele obţinute pentru probele de oţel. Se observă, de asemenea, valori ceva mai mari pentru coroziunea aluminiului la uzina cocsochimică faţă de cele de la oţelărie : 6,35 g/m²/382 zile faţă de 4,38 g/m²/382 zile.

Trebuie relevat însă un aspect foarte interesant al coroziunii aluminiului, în special pentru probele folosite la staţia de încercări de la uzina cocsochimică. La aceste probe s-a produs, în special, pe faţa inferioară (cea orientată spre sol) o coroziune sub formă de pitinguri sau înţepături cu un diametru variind între 0,2 şi 1 mm şi o adîncime de 100—250 μ. O coroziune asemănătoare, mai redusă însă, s-a produs şi la probele de Al expuse la Combinatul siderurgic Reşiţa. Probele de la oţelăria Combinatul siderurgic Hunedoara nu au prezentat pitinguri, coroziunea avînd un caracter uniform.

În ceea ce priveşte coroziunea cuprului electrolitic şi a alamei în atmosfera de la cocseria Combinatului siderurgic Reşiţa, este interesant faptul că valorile mai mari ale coroziunii sînt pentru cupru şi nu pentru alamă aşa cum sînt indicate în literatura de specialitate [9] pentru atmosfere industriale şi mai ales în cazul unei alame cu un conţinut mai scăzut de cupru.

Explicaţia acestui fapt de comportare la coroziune a cuprului şi alamei în atmosfera uzinelor cocsochimice poate fi dată numai de particularităţile acestei atmosfere, de conţinutul său ridicat în NH_3, sulfo-săruri de amoniu, SCN^- etc. Valorile mari ale coroziunii atmosferice pentru cupru şi alamă în atmosfera uzinelor cocsochimice ridică probleme serioase cu privire la protecţia aparaturii, a instalaţiilor electrice şi de măsură, care sînt construite din aceste materiale metalice.

Dacă se urmăreşte evoluţia valorilor coroziunii atmosferice în timp atît la oţeluri, la aluminiu, cît şi la celelalte metale neferoase, se observă o frînare a procesului de coroziune mai evidentă pentru aluminiu. Caracterul diferit al coroziunii atmosferice în timp pentru diverse metale şi aliaje se datoreşte, în mare măsură, proprietăţilor protectoare ale produşilor de coroziune care se formează pe suprafaţa acestora [9]. În cazul aluminiului, datorită proprietăţilor protectoare ale peliculei de oxid formată, curba coroziunii în funcţie de timp are un caracter logaritmic atenuat. În cazul fierului, numai la o anumită grosime a stratului de produşi de coroziune se observă o frînare a procesului de coroziune. Acest lucru este evident, comparînd rezultatele obţinute la uzina „23 August" Bucureşti cu cele de la Combinatul siderurgic Hunedoara.

Valorile exprimate în g/m²/zi arată o creştere uşoară în timp a coroziunii la uzina „23 August" Bucureşti (exemplu pentru OL00-2 de la 0,251 la 0,269 g/m²/zi), pe cînd la Combinatul siderurgic Hunedoara şi Combinatul siderurgic Reşiţa, ca regulă generală, se constată o scădere lentă a vitezei de coroziune (exemplu pentru OL00-1, cocseria Combinatului siderurgic Hunedoara de la 4,7 g/m² şi la 4,26 g/m²/zi). Pentru cazul condiţiilor de expunere în atmosfera industrială, deşi se observă o uşoară scădere, viteza de coroziune în general este considerată constantă.

În ceea ce priveşte influenţa adaosurilor de cupru din oţeluri asupra rezistenţei la coroziunea atmosferică, rezultatele de pînă acum scot în evidenţă următoarele: valorile coroziunii atmosferice pentru oţelurile cu conţinut mai ridicat de cupru OL00-2 cu 0,34% Cu şi OL38 cu 0,45% Cu sînt cele mai scăzute, atît la uzina „23 August" Bucureşti, cît şi la staţia de la oţelăria Combinatului siderurgic Hunedoara. Aceste rezultate concordă, în general cu datele din literatura de specialitate privind comportarea la coroziune atmosferică a oţelurilor cu adaosuri de 0,2–0,5% Cu.

Dacă valorile coroziunii atmosferice a oţelurilor cu cupru, folosite în încercările de la uzina „23 August" Bucureşti şi la staţia oţelăriei Combinatului siderurgic Hunedoara sînt în concordanţă cu datele din literatură, în schimb cele obţinute pentru OL38 cu 0,45% Cu în staţiile de la cocseria Combinatului siderurgic Reşiţa şi mai ales la uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara constituie o surpriză, ele fiind mai mari decît valorile coroziunii atmosferice a oţelului fără adaos de cupru. Coroziunea mai puternică a oţelului cu adaos de cupru (OL38 cu 0,45% Cu) faţă de cea a oţelului cu conţinut foarte mic (OL00-1 cu 0,05% Cu) sau OL50 ar putea fi explicată în modul următor. În condiţiile uzinei cocsochimice, atmosfera în vecinătatea multor agregate (decantoare de gudron, concentratoare de soluţii amoniacale, sulfat de amoniu etc.) este impurificată în afară de SO_2H_2S şi cu NH_3, săruri de amoniu, compuşi cu CN^- care în prezenţa O_2 din atmosferă sau a altor oxidanţi corodează puternic cuprul cu formare de ioni complecşi $(Cu\,(CN)_4/^{++}$,$/Cu\,(NH_3)_4{}^{++}$. Ca atare, în cazul oţelurilor cu cupru, practic este posibilă o înrăutăţire a proprietăţilor lor de rezistenţă la coroziune atmosferică în uzinele cocsochimice.

Într-o lucrare recentă [10] se arată că în atmosferele intens agresive (atmosfera secţiei de decapare) oţelurile cu conţinut de cupru nu au o rezistenţă bună la coroziune, deoarece prezenţa activatorilor agresivi în mediul de coroziune împiedică pasivizarea porţiunilor anodice, iar separarea prin contact a cuprului nu poate decît să uşureze depolarizarea catodică în procesul de coroziune produs de O_2 şi de impurificările cu compuşi sulfuroşi [11]. De asemenea, alţi cercetători [12] arată că în condiţiile atmosferelor agresive puternic impurificate cu SO_2 cum sînt cele din tunelurile şi depourile căilor ferate, efectul adaosurilor de Cu în oţeluri este mult mai redus chiar la concentraţii mai mari decît cel în cazul atmosferelor obişnuite.

Aspectul nou, foarte interesant, al rezistenţei la coroziunea atmosferică a oţelurilor cu cupru ridică problema dacă aceste oţeluri sînt indicate a fi folosite în construcţiile metalice ale uzinelor cocsochimice. Oţelul 30HGSA prezintă valori ridicate ale coroziunii atmosferice în comparaţie cu cele ale probelor de OL00 şi OL38, exceptînd cazul încercărilor de la uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara. Coroziunea ceva mai accentuată a acestui oţel se datoreşte, probabil, conţinutului mai ridicat de Si (1,10%) care, se ştie că în mediile neutre înrăutăţeşte proprietăţile de rezistenţă şi protecţie ale peliculei de oxizi [1].

Majoritatea construcţiilor şi instalaţiilor metalice industriale sînt expuse coroziunii în diverse medii agresive de electroliţi, condiţii atmosferice etc. şi în prezenţa unor tensiuni mecanice. Acţiunea concomitentă a mediului agresiv şi a tensiunilor mecanice asupra construcţiilor metalice poate fie să mărească viteza de coroziune, fie să ducă la apariţia unor fisuri sau uneori la amîndouă. Ca rezultat a coroziunii fisurante pe suprafaţa metalică apar fisuri care se dezvoltă perpendicular pe direcţia eforturilor de întindere, avînd un caracter intercristalin sau transcristalin, uneori combinat.

Ca material pentru încercări la coroziune sub tensiuni s-a ales tablă de OL50 de 2 mm a cărei compoziţie chimică este dată în tabela 1.

Deoarece tabla de OL50 în stare recoaptă se deforma, plastic, uşor, s-a făcut tuturor epruvetelor următorul tratament termic: călire de la 880–900°C (menţinere 4 min) în apă; revenire la 350–400°C (menţinere 2 ore).

Pentru încercări s-au folosit dispozitive originale ca construcţie (fig. 3).

Epruvetele necesare au fost tăiate în patru lungimi diferite 225, 235, 245 şi 250 m × 50 × × 2 mm, pentru a obţine, prin strîngerea lor, tensionări diferite în dispozitive.

Rezultatele cantitative obţinute la uzina cocsochimică de la Combinatul siderurgic Hunedoara şi la cocseria de la Combinatul siderurgic Reşiţa sînt arătate în tabela 3.

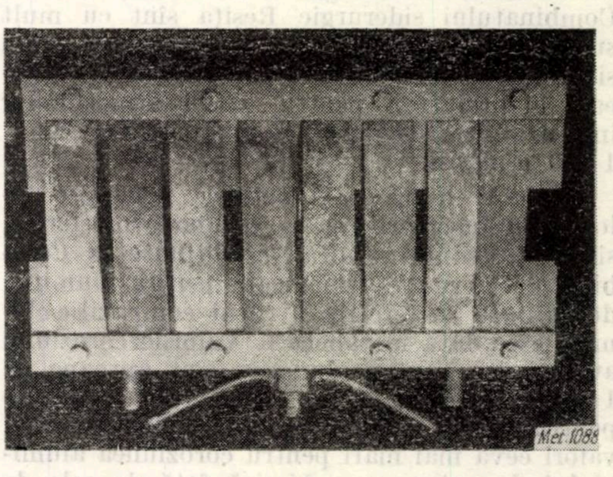


Fig. 3

Odată cu creşterea tensiunii aplicate epruvetelor în ambele staţii de încercare (Combinatul siderurgic Hunedoara şi Combinatul siderurgic Reşiţa) se observă, de asemenea, o

Tabela 3

Valorile coroziunii atmosferice pentru OL50—epruvete supuse încercării la coroziune sub tensiuni mecanice la uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara şi cocseria Combinatului siderurgic Reşiţa

Loc de încercare	Proba	l final	kg/mm²	Pierderi în greutate			Adîncimea de pătrundere medie	
				g/m²	zile	g/m²/zi	mm/timp încercare	mm/an
Uzina cocsochimică Combinatul siderurgic Hunedoara	225	223	7,6	1 102,5	150	7,35	0,14	0,34
	235	223	16,7	1 043,3	150	6,95	0,132	0,32
	245	230	18,5	862,5	150	5,75	0,109	0,267
	250	230	21,9	837,7	150	5,58	0,106	0,269
Cocseria Combinatului siderurgic Reşiţa	225	223	7,6	954,9	246	3,88	0,12	0,18
				1 458,1	430	3,39	0,185	0,157
	235	223	16,7	934,6	246	3,79	0,119	0,176
				1 384,9	430	3,22	0,176	0,149
	245	230	13,5	862	246	3,5	0,11	0,162
				1 364,5	430	3,17	0,17	0,146
	250	230	21,9	746,8	246	3,03	0,098	0,146
				1 162,7	430	2,7	0,14	0,125

uşoară scădere a vitezei de coroziune. Cercetările microscopice efectuate pe toate cele patru feluri de epruvete nu au scos în evidenţă apariţia unor fisuri în materialul metalic, datorită coroziunii sub tensiuni mecanice.

Încercări de expunere a cuplurilor bimetalice în atmosfera industrială. Coroziunea bimetalică sau galvanică se produce atunci cînd două metale diferite sînt în contact electric direct sau prin intermediul unui electrolit. Metalul care este anodic suferă o intensificare a procesului de coroziune, în timp ce la metalul catodic coroziunea este diminuată.

Metalele utilizate pentru cuplurile galvanice au fost : oţel OL50, alamă, cupru, aluminiu, oţel inoxidabil, aceleaşi care au fost folosite şi pentru determinarea valorilor coroziunii atmosferice (tabela 1).

Probele au fost pregătite astfel : după decaparea prealabilă a fiecărui metal în parte, în soluţii de decapare, s-au asamblat cuplurile în felul următor : pe plăcile de 150×150 mm pe ambele feţe s-au fixat plăcuţe de 25×25 mm prinse cu nituri din acelaşi material. De exemplu, pe plăci de OL50 s-au fixat plăcuţe de 25×25 mm din celelalte metale : alamă, cupru, aluminiu, oţel inoxidabil, prinse cu nituri din acelaşi material.

Pentru a se putea trage concluzii cît mai juste asupra activităţii acestor cupluri galvanice s-au folosit, în paralel, acelaşi număr de probe în care metalele au fost izolate prin interpunerea unor plăcuţe de 25×25 mm de pertinax 0,6 mm.

Rezultatele cercetărilor privind comportarea la coroziunea atmosferică a cuplurilor galvanice indică următoarele : cuplurile Al-Cu, Cu-Al manifestă o puternică activitate galvanică, aluminiul fiind puternic corodat, chiar şi în cazul izolării contactului direct prin plăcuţă intermediară de pertinax, datorită răspîndirii produselor de coroziune ale cuprului pe suprafaţa sa. O comportare asemănătoare a avut aluminiu în cuplurile Al-Alamă sau Alamă-Al, coroziunea fiind însă mai atenuată.

Coroziunea puternică a aluminiului în cazul acestor cupluri galvanice este marcată de prezenţa unui mare număr de pitinguri (cu eflorescenţele albe de produse de coroziune) de adîncime ce depăşeşte 200 μ/430 zile, în comparaţie cu plăcile de aluminiu simple expuse în aceleaşi condiţii atmosferice.

Efectul cuplului galvanic s-a făcut simţit, însă cu o intensitate mult mai slabă şi în cazul contactelor Fe-Cu sau Cu-Fe, coroziunea plăcilor sau plăcuţelor de fier fiind de asemenea mai mare decît a plăcilor simple de fier. În cazul celorlalte cupluri galvanice nu s-a înregistrat o activitate deosebită a coroziunii atmosferice.

Încercările de determinare a impurificării atmosferei cu compuşi sulfuroşi la Combinatul siderurgic Hunedoara (staţia de la uzina cocsochimică) şi la Combinatul siderurgic Reşiţa (uzina cocsochimică). Vasul folosit în acest scop a avut o capacitate de trei litri soluţie şi o suprafaţă de 100 cm². Pentru determinarea impurificării atmosferei cu compuşi sulfuroşi s-au folosit soluții alcaline de oxid de plumb (PbO) și de peroxid (PbO_2) preparate conform STAS 47-49, A-50. La Combinatul siderurgic Hunedoara s-au făcut încercări în paralel cu aceste două feluri de soluții, iar la Combinatul siderurgic Reșița, numai cu soluții alcaline de litargă (PbO), determinările (pregătirea soluțiilor și analizele de sulf) efectuîndu-se în laboratoarele chimice ale celor două combinate. Rezultatele obținute la Combinatul siderurgic Hunedoara sînt date în tabela 4. S-au determinat sulful precipitat ($PbSO_4$) și cel din soluție, sulful total fiind transformat apoi în $MgSO_3/dm^2/zi$. Comparîndu-se valorile obținute pentru cele două soluții se observă că soluția alcalină de plumbit de sodiu (preparată din litargă) este cea care a absorbit cel mult compușii sulfuroși din atmosferă.

Tabela 4

Determinarea impurificării atmosferei în compuși sulfuroși la Combinatul siderurgic Hunedoara (uzina cocsochimică)

Perioada de încercare în 1960	Soluție alcalină de PbO (Na_2PbO_2)					Soluție alcalină de PbO_2 (Na_4PbO_4)				
	Sulf precipitat, mg/l	Sulf în soluție, mg/l	Sulf total mg/dm², 30 zile	SO_3 mg/dm², 30 zile	SO_3 mg/dm², zi	Sulf precipitat, mg/l	Sulf în soluție, mg/l	Sulf total mg/dm², 30 zile	SO_3 mg/dm², 30 zile	SO_3 mg/dm², zi
15 iulie-15 august	30,8	72	308,4	771	25,7	22	48	210	575	17,5
15 august-15 septembrie	32	75	321	802,5	26,75	30	45	225	562,5	18,75
15 septembrie-15 octombrie	60	100	480	1200	40	43	101	432	1080	36
15 octombrie-15 noiembrie	70	150	630	1575	52,5	30	140	510	1275	42,5
15 noiembrie-15 decembrie	70	160	690	1725	57,5	60	120	540	1350	45

Impurificarea atmosferei cu compuși sulfuroși la cocseria de la Combinatul siderurgic Reșița este asemănătoare cu cea de la uzina cocsochimică a Combinatului siderurgic Hunedoara, în unele luni valorile fiind însă mai mari datorită, probabil, amenajării stației de încercări în vecinătatea instalației de desulfurare.

Rezultatele obținute indică clar de ce atmosfera din uzinele cocsochimice este puternic corozivă și de ce trebuie luate toate măsurile pentru evitarea impurificării atmosferei în substanțe corozive și aplicarea unor mijloace adecvate de protecție.

BIBLIOGRAFIE

[1] Speller, Fr. *Corrosion causes and prevention.* New-York, Mc. Graw Hill, 1951. [2] Rozenfeld, L. I. *Atmosfernaia Korrozia metallov.* A.N., S.S.S.R., Moscova, 1960. [3] Tomașov, D. N. *Teoria atmosfernoi Korrozii metallov.* Uspeh himii, vol. XIX, nr. 6, 1956. [4] Tödt, Fr. *Korrosion und Korrosionsschutz.* Berlin, Walter de Goruytei & Co, 1955. [5] Copson, R. H. *Corrosion.* vol. 15, nr. 10, 1959, p. 46. [6] Tomașov, D. N. *Korrozia i zascita stalei.* Moscova, Mașghiz, 1959. [7] Riabcenko, V. A., Kazimirovskaia, L. E. *Influența tratamentului termic asupra rezistenței la oboseală a oțelului în condițiile coroziunii atmosferice.* În: Cîteva probleme despre rezistența la oboseală a oțelului. Moscova, Mașghiz, 1959. [8] Trapp, K. și Deaves, K. În: Stahl und Eisen, 58, nr. 9, 1938, p. 245–248. [9] Tomașov, D. N. *Teoria Korrozii i zasciti metallov.* A.N., S.S.S.R., Moscova, 1959. [10] Socolikoff, I. A. și Sreider, V. A., În: Journal pricladnoi himii XXX, nr. 11, 1957. [11] Rozenfeld, L. I. Docladî Academii Nauk S.S.S.R., III, nr. 136, 1956, p. 1706–1708. [12] Vedenkin, G. S. *Tr* Vsesoisnova isledovateliskovo jeleznodorojnova instituta Vîpusk, 57, 1952, p. 38.

Pentru tînărul inginer

CZ 669.183.21 : 621.18–681

Cazane recuperatoare pentru cuptoarele Martin

Ing. PETRE VEZEANU
Institutul de cercetări metalurgice

Producerea aburului sau a apei calde în cazanele recuperatoare influenţează direct schema generală de alimentare cu energie a întreprinderii. Utilizarea aburului produs în aceste cazane este posibilă în două direcţii : pentru satisfacerea consumului de abur necesar în procesul tehnologic sau pentru încălzire şi pentru producerea de energie electrică. Eficacitatea energetică a recuperării depinde direct de tipul şi puterea instalaţiei de energie electrică înlocuite.

Economia de combustibil se poate calcula astfel :

$\Delta Q = Wq'$ Gcal, în care : W este cantitatea de energie electrică produsă de instalaţia recuperatoare, MWh, şi q' este consumul specific de căldură al instalţiei de energie electrică, Gcal/MWh.

Cum $W = Q \frac{\eta_i \eta_{mg}}{0{,}86}$, iar $q' = \frac{0{,}86}{\eta'_{ic} \eta'_i \eta'_{mg}}$, rezultă :

$$\Delta Q = Q \frac{1}{\eta'_{ic}} \cdot \frac{\eta_i}{\eta'_i} \cdot \frac{\eta_m}{\eta'_{mg}} \text{ Gcal},$$

relaţii în care :

Q este debitul termic anual recuperat, Gcal ;

η_i, η'_i — valoarea medie anuală a randamentului intern absolut al turbinei instalaţiei recuperatoare, respectiv al turbinei instalaţiei înlocuite ;

η_{mg}, η'_{mg} — valoarea medie anuală a randamentului electromecanic pentru instalaţia recuperatoare, respectiv înlocuită ;

η'_{ic} — randamentul instalaţiei de cazane înlocuite.

Economia specifică de căldură :

$$\frac{\Delta Q}{Q} = \frac{1}{\eta'_{ic}} \cdot \frac{\eta_i}{\eta'_i} \cdot \frac{\eta_{mg}}{\eta'_{mg}}.$$

Deoarece $\eta_{mg} \cong \eta'_{mg}$, iar η'_{ic} este practic acelaşi, valoarea $\frac{\Delta Q}{Q}$ este în funcţie de raportul randamentelor absolute interne ale turbinelor instalaţiilor recuperatoare şi înlocuite ; economia de combustibil depinde deci direct de parametrii iniţiali ai aburului livrat de cazanele recuperatoare, şi anume creşte odată cu mărirea acestora.

Astfel, dacă se consideră ca unitate economia specifică de căldură la presiunea aburului de 15 ata, prin creşterea presiunii la 35 ata economia specifică de căldură creşte cu 14–16 %, iar prin creşterea presiunii pînă la 90 ata cu 22–24 % (parametrii iniţiali ai aburului în centrala de condensaţie înlocuită fiind 90 ata şi 480°C) [2]. Calculele efectuate de L.A. Melentiev şi V. I. Frolov [2] pentru întreprinderile siderurgice arată că utilizarea aburului livrat de cazanele recuperatoare pentru producerea de energie electrică este eficace numai cînd puterea instalaţiilor recuperatoare este de ordinul a 15–20 MW, ceea ce înseamnă un debit minim de 75–100 t/h abur livrat de către cazanele recuperatoare.

Rezultă deci în final că principala utilizare a aburului realizat din recuperare este în procesul tehnologic sau pentru încălzire. Pentru oţelăriile importante din ţara noastră trebuie analizată soluţia combinată a producerii energiei electrice concomitent cu utilizarea aburului în scopuri tehnologice.

Amplasarea cazanelor recuperatoare. În general este rentabilă instalarea cazanelor recuperatoare pentru temperaturi ale gazelor superioare valorii de 400°C, la cuptoare ce evacuează un debit mare şi continuu de gaze.

După nivelul de temperatură la care gazele arse intră în cazanele recuperatoare, acestea se împart în două mari clase : cazanele la care temperatura de intrare a gazelor este în intervalul 400–750°C ; cazanele la care temperatura de intrare a gazelor este mai mare de 750°C.

Din prima clasă fac parte cazanele recuperatoare montate conform schemei clasice, la ieşirea din cuptorul Martin, iar din a doua clasă cazanele incluse în schemele cuptoarelor de oţel în echicurent.

Indiferent de condiţiile speciale de exploatare, cazanele recuperatoare trebuie să satisfacă următoarele cerinţe : să prezinte o siguranţă mare în funcţionare ; să funcţioneze cu un randament termic cît mai mare ; să necesite o deservire cît mai simplă ; să aibă gabarite cît mai reduse (în special pentru cele ce se instalează la cuptoarele existente). Instalarea cazanelor recuperatoare după camerele regeneratoare permite utilizarea a circa 60 % din căldura conţinută de gazele arse evacuate, ceea ce constituie aproximativ 15–20 % din cantitatea de căldură cheltuită, pentru elaborarea oțelului; este o dublare a coeficientului de utilizare a căldurii, deoarece cantitatea de căldură transmisă oțelului lichid reprezintă aproximativ 20% din cantitatea de căldură introdusă.

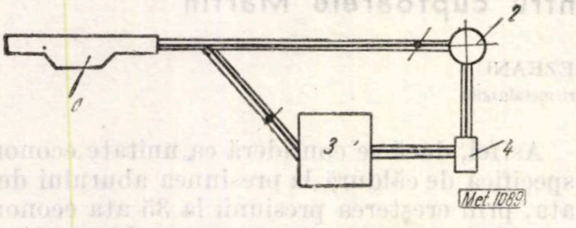


Fig. 1. Schemă de racordare în paralel a cazanului recuperator:

1 – cuptor Martin; 2 – coș; 3 – cazan recuperator; 4 – exhaustor.

În prezent se utilizează următoarele scheme de racordare:

a) întreaga cantitate de gaze arse sau numai o parte trece prin cazanul recuperator (ce este montat în paralel pe canalul de fum existent) și apoi este evacuată la coșul cuptorului (fig. 1);

b) o parte sau întreaga cantitate de gaze arse trece prin cazan și este evacuată printr-un coș independent (fig. 2).

Schema *a* reprezintă soluția obișnuită de racordare și prezintă avantajul că coșul cuptorului este tot timpul încălzit; în eventualitatea defectării cazanului se revine la tirajul natural.

Cînd debitul de gaze se trece numai parțial prin cazan, există două dezavantaje principale: se reduce cantitatea de căldură recuperată, iar tirajul cuptorului este greu de reglat, fiind două organe de reglare. Din cauza depunerilor, ca urmare a înrăutățirii schimbului de căldură în timp, se produce o creștere a temperaturii gazelor la exhaustor și chiar se poate atinge o temperatură la care acesta nu mai poate lucra; decuplarea cazanului nu afectează însă funcționarea cuptorului, revenindu-se la situația fără cazan recuperator.

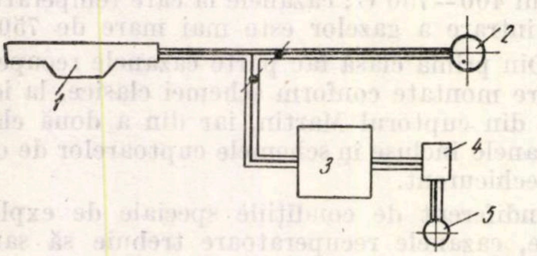


Fig. 2. Schema de racordare a cazanului recuperator cu coș independent:

1 – cuptor Martin; 2 – coșul cuptorului; 3 – cazan recuperator; 4 – exhaustor; 5 – coșul cazanului.

Schema *b* are o aplicabilitate limitată, deși aparent există posibilitatea de punere în funcțiune și oprire a cazanului, independent de funcționarea cuptorului. În realitate, la o oprire a cazanului coșul cuptorului este rece; în afara acestui fapt trebuie să se țină seamă că este necesară o investiție suplimentară pentru coșul cazanului.

Construcția cazanelor recuperatoare. Presiunea și temperatura aburului se aleg, evident, în funcție de utilizare. În mod curent, pentru uzinele metalurgice mari, consumatorul principal de abur al cazanelor recuperatoare este producția cocso-chimică (alimentarea turbinelor cu abur, cu contrapresiune, ce acționează exhaustoarele cuptoarelor de cocs). În acest caz parametrii aburului sînt 12 – 18 ats și aproximativ 350°C.

Cînd aburul este utilizat în alte scopuri tehnologice este avantajos să se aleagă presiuni cît mai reduse (6 – 10 ats; aceasta permite alegerea unei temperaturi mai scăzute la evacuare. Temperatura gazelor evacuate din cazan este mai mare decît la cazanele de abur obișnuite; cazanele recuperatoare, nearzînd combustibil, nu au preîncălzitoare de aer, fiind lipsite deci tocmai de schimbătorul de căldură, în care la un cazan de abur se realiza ultima răcire a gazelor. Cum și temperatura apei de alimentare este ridicată (condens de la turbine cu contrapresiune, condens de la ciocanele de abur, apă utilizată la răcirea ușilor etc.), temperatura de evacuare a gazelor din cazan este în funcție de temperatura de saturație și deci implicit de presiune; de aceea sînt avantajoase presiunile de utilizare de 6 – 12 ats.

Construcția cazanelor recuperatoare montate după camerele regeneratoare ține seamă de particularitățile funcționale ale acestora: temperatura gazelor de ardere la intrarea în cazan relativ scăzută (comparativ cu cazanele obișnuite), regim variabil, precum și posibilitatea murdăririi rapide.

Un alt factor de care trebuie să se țină seamă este necesitatea unei compactități cît mai mari a cazanului. Temperatura de evacuare a gazelor arse din cuptoarele Martin este în medie 450 – 550°C la cuptoarele care funcționează cu bigaz și de 500 – 600°C la cuptoarele care funcționează cu păcură. În acest ultim caz se pot obține și valori care pot atinge chiar 900°C pentru cuptoare cu aspirări reduse de aer fals, după cum în cazul unor neetanșeități exagerate temperatura gazelor poate coborî pînă la 400°C. Atît debitul de gaze arse cît și temperatura acestora variază în timpul elaborării șarjei, în diferite etape avînd loc o serie de reacții ca de exemplu, descompunerea calcarului, arderea carbonului etc.

Debitul de gaze arse depășește în timpul topirii valoarea medie cu 25 – 30%; durata acestui maxim reprezintă aproximativ 20% din durata topirii [5]. Ținînd seamă de aceste considerente rezultă clar de ce construcția cazanelor recuperatoare a fost orientată către utilizarea cazanelor cu circulaţie forţată sau a cazanelor cu ţevi de fum. De remarcat faptul că o serie de construcţii speciale realizează o recuperare a căldurii atît din gazele de ardere, cît şi din elementele răcite, rezolvînd în ansamblu recuperarea căldurii la un cuptor Martin.

Pentru exemplificarea particularităţilor constructive ale cazanelor de abur recuperatoare instalate după cuptoarele Martin, în acest articol sînt descrise cîteva tipuri de acest fel de cazane.

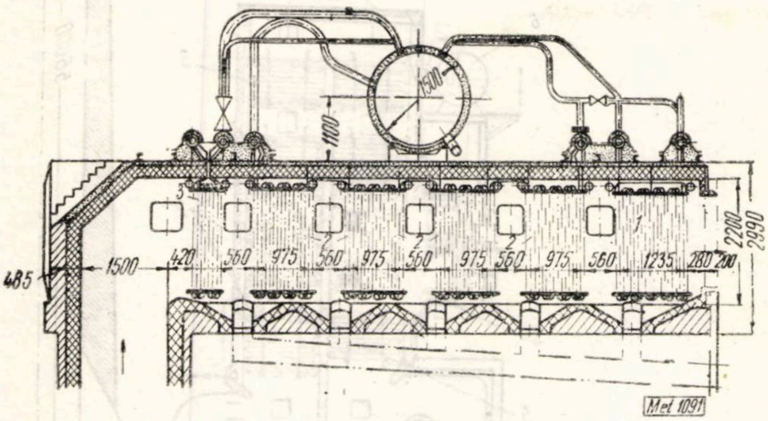


Fig. 3. Cazan recuperator, cu circulaţia orizontală a gazelor:
1 – economizor; 2 – sistem fierbător; 3 – supraîncălzitor de abur; 4 – tambur separator.

Tabela 1

Caracteristici principale	Unitatea de măsură	Încărcare	
		maximă	minimă
Debit de abur	t/h^3	8	5
Presiunea aburului la ieşirea din supraîncălzitor	at	18	18
Temperatura de supraîncălzire	°C	375	340
Debitul de gaze arse la intrarea în cazan	Nm^3/h	50 000	35 000
Temperatura gazelor la intrarea în cazan	°C	600	400
Temperatura gazelor la ieşirea din cazan	°C	230	200
Temperatura apei de alimentare	°C	100	100

În figura 3 este prezentată construcţia unui cazan tip La Mont cu circulaţia gazelor în plan orizontal; în tabela 1 sînt indicate caracteristicile principale considerate la proiectare [6].

Apa de alimentare parcurge economizorul şi ajunge în tambur. De aici este trimisă de către pompa de circulaţie în serpentinele ce constituie fasciculul fierbător, separarea aburului făcîndu-se în tambur. Multiplul de circulaţie are valori cuprinse în intervalul 5–10; pentru a fi asigurată o repartiţie uniformă în serpentinele fasciculului fierbător sînt prevăzute şaibe de laminare.

Suprafaţa totală de schimb de căldură (728 m²) este realizată numai din ţeavă 32×3 mm.

Indicele de greutate: metal sub presiune $4{,}15\ \frac{\text{kg metal}}{\text{kg abur/h}}$; total metal $5{,}97\ \frac{\text{kg metal}}{\text{kg abur/h}}$, considerînd valoarea medie a debitului de abur.

În figura 4 este prezentată o construcţie similară care însă ca prim schimbător de căldură (pe traseul gazelor) o parte a sistemului fierbător realizată din ţevi montate pe perete, transmisia de căldură făcîndu-se în principal prin radiaţia gazelor de ardere.

În figura 5 se prezintă o construcţie verticală a unui cazan recuperator, cu secţiune circulară (indicat pentru debite mici); în figura 6 se prezintă o construcţie asemănătoare cu secţiune dreptunghiulară.

În scopul măririi temperaturii gazelor şi deci al micşorării suprafeţelor de schimb de căldură, în unele construcţii se prevede o ardere suplimentară (combustibil lichid sau gazos). În figura 7 este redată o astfel de construcţie.

În figura 8 este prezentată construcţia unui cazan recuperator, cu ţevi de fum, proiectat pentru un debit de gaze de $28 \cdot 10^3$–$40 \cdot 10^3$ Nm^3/h, gazele fiind răcite de la 600°C la 220°C. Debitul de abur (8 kgf/cm², 250°C) este cuprins între 2,95 şi 7,4 t/h.

Indicele de greutate (total): $4{,}52\ \frac{\text{kg metal}}{\text{kg abur/h}}$.

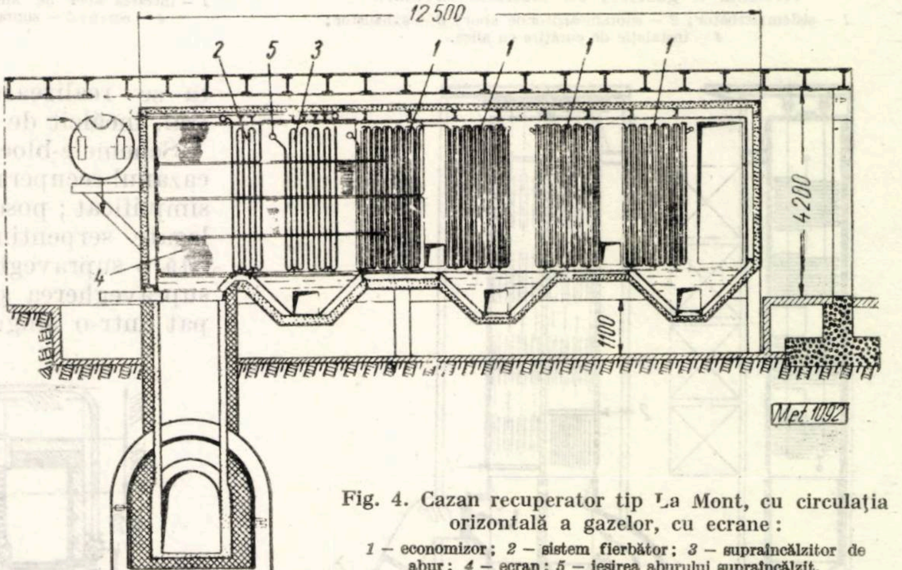


Fig. 4. Cazan recuperator tip La Mont, cu circulaţia orizontală a gazelor, cu ecrane:
1 – economizor; 2 – sistem fierbător; 3 – supraîncălzitor de abur; 4 – ecran; 5 – ieşirea aburului supraîncălzit.

În afară de instalațiile de cazane recuperatoare individuale, fiecare cazan fiind montat la un cuptor, se utilizează și schemele-bloc în care, după fiecare cuptor se montează o serie de serpentine ce reprezintă schimbătorii de căldură constitutivi ai cazanului recuperator respectiv, existînd însă o singură instalație centrală de alimentare (pompe de alimentare și de circulație, tambur, dezaerator etc.). Dacă este necesară o supraîncălzire a aburului, aceasta se realizează într-un supraîncălzitor central, încălzit de exemplu cu gaz de furnal.

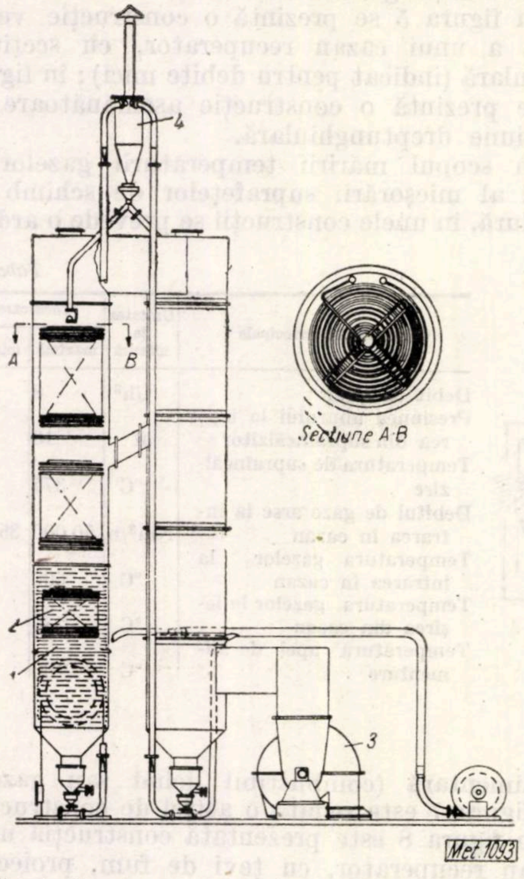


Fig. 5. Cazan recuperator tip La Mont cu circulația verticală a gazelor, cu secțiune circulară:
1 – sistem fierbător; *2* – supraîncălzitor de abur; *3* – exhaustor; *4* – instalație de curățire cu alice.

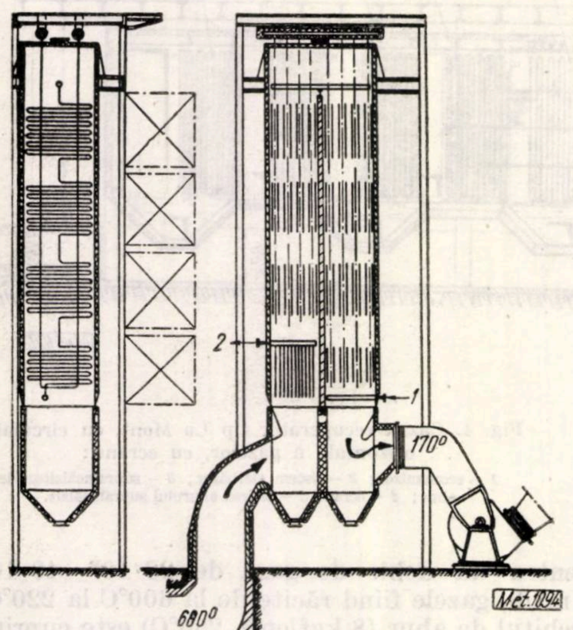


Fig. 6. Cazan recuperator tip La Mont:
1 – intrarea apei de alimentare; *2* – ieșirea aburului.

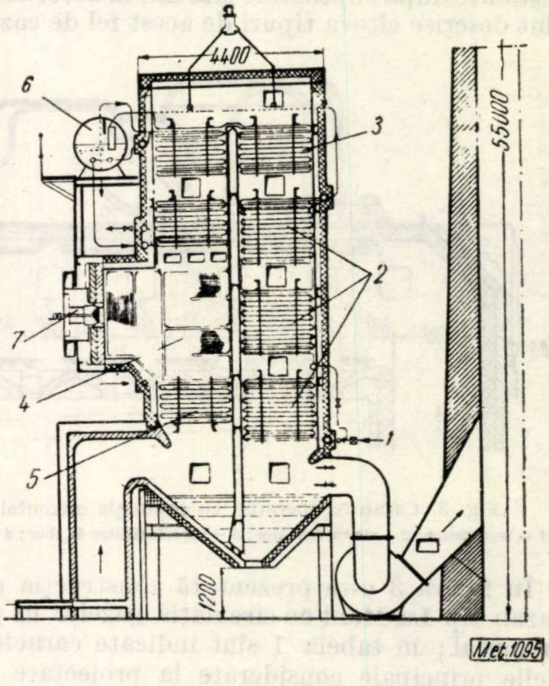


Fig. 7. Cazan recuperator cu ardere suplimentară:
1 – intrarea apei de alimentare; *2* – economizor; *3* – sistem fierbător; *4* – ecran; *5* – supraîncălzitor de abur; *6* – tambur; *7* – arzător.

Schemele-bloc prezintă următoarele avantaje: cazanul recuperator instalat la cuptor este mult simplificat; posedă două colectoare la care sînt legate serpentinele respective; cazanul necesită o supraveghere minimă; utilajul care cere supravegherea și deservirea continuă este grupat într-o singură încăpere (pompe, tambur,

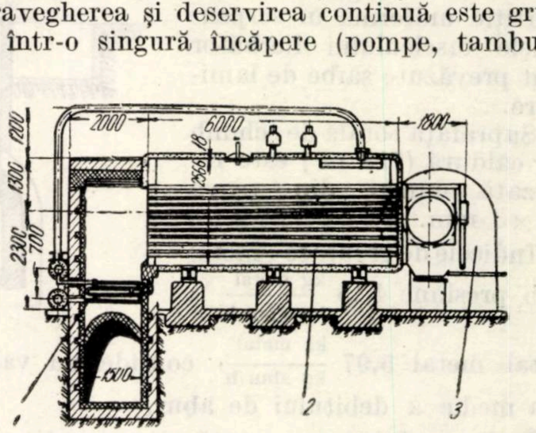


Fig. 8. Cazan recuperator, cu țevi de fum:
1 – supraîncălzitor de abur; *2* – sistem fierbător; *3* – exhaustor

tabloul aparatelor de măsură şi control), micşorîndu-se astfel personalul de exploatare; spaţiul necesar pentru instalare este dispersat (la nevoie pentru amplasare pot fi folosite chiar canalele de gaze ale cuptoarelor) şi avînd în vedere că se produce o centralizare a căldurii este rentabil să se aplice şi unui grup de cuptoare mici; se poate regla precis temperatura de supraîncălzire a aburului, funcţionarea supraîncălzitorului putînd fi acţionată independent de regimul cuptoarelor.

Cazane recuperatoare instalate în R.P.R. La Combinatul siderurgic Hunedoara este montat la un cuptor Martin de 185 t un cazan recuperator cu circulaţie forţată după tipul sovietic KU-60, fabricat în ţară. Conform proiectului, principalele date caracteristice ale acestuia sînt: debitul de abur nominal 8,2 t/h; mediu 5,2 t/h; presiunea aburului 16 kgf/cm^2; temperatura de supraîncălzire 350°C; temperatura gazelor arse la intrarea în cazan 550–700°C. În exploatare se obţin circa 5,2 t/h abur la 8 kgf/cm^2 şi o temperatură variabilă în funcţie de debitul de gaze arse. Un cazan recuperator, de construcţie veche, cu ţevi de fum orizontal, este instalat la cuptorul Martin de 80 t de la Combinatul siderurgic Reşiţa; aburul este utilizat în întregime pentru pulverizarea păcurii. Este adoptată schema cu evacuarea gazelor prin coş independent.

Exploatarea cazanelor recuperatoare. Depunerile de pe suprafeţele de schimb de căldură au o culoare roşiatică şi sînt formate din particule cu dimensiuni obişnuite pînă la 0,1 mm; aceste depuneri se deosebesc fundamental de depunerile de praf de pe suprafeţele de încălzire ale cazanelor obişnuite. Depunerile din gazele arse provenite de la cuptoarele Martin sînt îndepărtate extrem de greu cu aer comprimat; este raţională o spălare cu apă, cu ajutorul unor ţevi fixe, perforate. Rezultatele obţinute prin aplicare acestei metode arată o creştere a debitului cazanului faţă de situaţia curăţirii cu aer comprimat cu 15–25%.

Pentru construcţiile verticale ale cazanelor recuperatoare se poate aplica, cu deosebit succes, metoda curăţirii cu alice (fig. 9). Pentru un cazan recuperator de 6,9 t/h, livrînd abur la 13 at şi 350°C, ventilatorul instalaţiei de curăţire refulează circa 40 Nm^3/min aer la presiunea de 1 800 mm col. apă, care printr-o serie de conducte transportă alicele în buncărul superior; de aici sînt distribuite pe cele două drumuri de gaze şi apoi colectate la partea inferioară a acestora. Instalaţia de curăţire funcţionează aproximativ 25% din timpul de funcţionare a cazanului, intermitent (circa 15 min în fiecare oră). Debitul de alice este de circa 25–30 kg/ min. Dacă nu se face nici o curăţire a suprafeţelor, după 36 ore de funcţionare, temperatura gazelor la coş creşte de la 200°C la 290°C. În cazul curăţirii cu alice temperatura gazelor se menţine în intervalul 200–210°C [10].

Practica exploatării cazanelor cu circulaţie forţată, prevăzute cu economizor, montate ca recuperatoare la cuptoarele Martin, a confirmat necesitatea tratării chimice a apei. Duritatea apei de alimentare nu trebuie să fie mai mare de 0,05°d, conţinutul de oxigen de maximum 0,05 mg/l; apa din cazan trebuie să aibă alcalinitatea sub 35–50°, reziduul uscat fiind pînă la 3 000 mg/l [12].

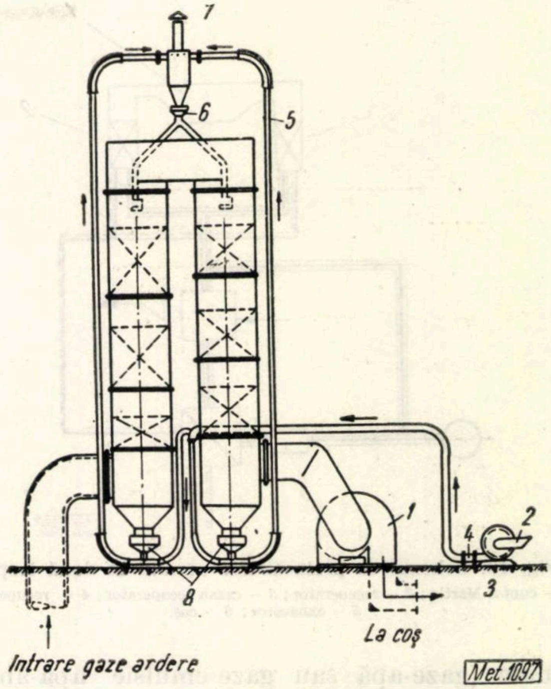


Fig. 9. Curăţirea cu ploaie de alice a unui cazan recuperator:

1 – exhaustor; *2* – ştuţ de aspiraţie; *3* – ventilator transport alice; *4* – clapă de reglare; *5* – conductă pentru transportul alicelor; *6* – distribuitor; *7* – ştuţ de evacuare; *8* – colector bile.

Soluţia de recuperare cu intercalare. Recuperarea căldurii din gazele arse, în soluţia clasică, se face amplasînd cazanul recuperator după camerele regeneratoare. Din cauza temperaturilor scăzute ale gazelor de ardere (comparativ cu cazanele obişnuite) încărcările termice specifice ale suprafeţelor de schimb de căldură ale cazanului recuperator sînt reduse. Pentru un cuptor construit iniţial fără să se prevadă instalarea unui cazan recuperator este singura soluţie recomandabilă. Dacă însă este vorba de o construcţie nouă este raţională schema cu preîncălzirea aerului în două trepte; schema este numită cu intercalare, cazanul fiind plasat între cele două trepte de preîncălzire. Preîncălzirea aerului se face în prima treaptă recuperativ, şi în a doua, regenerativ (fig. 10).

Avantajele din punct de vedere constructiv şi economic sînt marcate de următoarele cifre: o reducere cu circa 50% a suprafeţei de încălzire a cazanului (faţă de soluţia clasică), concomitent cu o creştere a debitului de abur de 25–30% [6]. Prin plasarea cazanului recuperator în zona temperaturilor mai ridicate se măresc diferenţele de temperaturi dintre cele două fluide (gaze-apă sau gaze-emulsie apă-abur), reducîndu-se astfel suprafeţele de schimb de căldură. În tabela 2 se dau, pentru ilustrare, valorile rezultate pentru un cazan cu parametrii: $p = 18$ ata, $t_{şi} = 350°C$, temperatura apei de alimentare fiind 100°C [6].

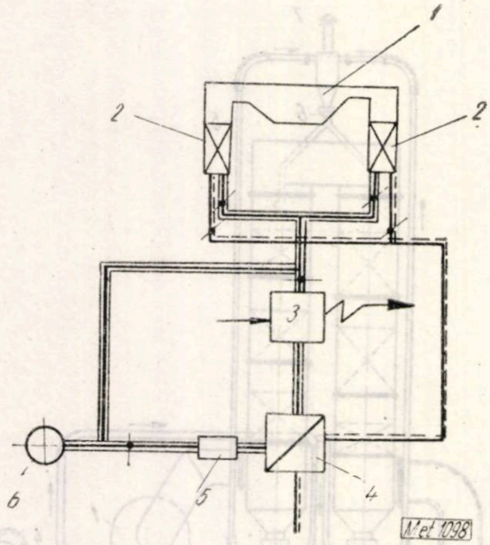


Fig. 10. Schema cu preîncălzirea aerului în două trepte:
1 – cuptor Martin; *2* – regenerator; *3* – cazan recuperator; *4* – recuperator *5* – exhaustor; *6* – coş.

Tabela 2

	Temperatura gazelor, °C				Diferenţa medie logaritmică de temperatură, °C			
	La intrarea în supraîncălzitor	La intrarea în sistemul fierbător	La intrarea în economizor	La evacuare	Supraîncălzitor	Sistem fierbător	Economizor	Agregat
Soluţia clasică	500	465	275	230	200	144	96	143
Soluţia cu intercalare	770	720	460	400	464	370	278	367

Schema cu intercalare prezintă şi alte avantaje: existînd un recuperator terminal se pot alege temperaturi reduse la evacuarea gazelor din acesta (160–180°C), mărindu-se astfel cantitatea de căldură totală recuperată; se pot alege, dacă este necesar, parametrii mai ridicaţi ai cazanului, existînd o diferenţă medie logaritmică de temperatură acceptabilă (300–350°C), chiar la presiuni de circa 35 ata; o parte din aerul preîncălzit în prima treaptă poate fi utilizat şi în alte scopuri: încălzire, uscare etc.

Construcţii speciale de cuptoare pentru elaborarea oţelului. În curînd se vor împlini 100 de ani de la construirea primului cuptor Martin. Dintr-un mic agregat cu capacitatea 1–2 t cuptorul Martin s-a transformat într-un agregat puternic (500 t), cu conducere automată. Recuperarea căldurii prin preîncălzirea aerului şi obţinerea de abur conduce la coeficienţi de utilizare a căldurii cu valori ridicate. Cu toate acestea sînt perfect justificate încercările de a crea un agregat cît mai perfecţionat pentru topirea oţelului.

În ultimii 10–15 ani au apărut o serie de propuneri, în literatură, de construcţii de cuptoare în echicurent, care însă nu s-au răspîndit din cauză că cele care au fost realizate nu au arătat avantaje faţă de cuptoarele Martin. Agregatele în curent direct sau echicurent folosesc pentru preîncălzirea aerului recuperatoare metalice, ceea ce impune o temperatură scăzută de preîncălzire a aerului faţă de cea necesară, în special la utilizarea şi a unor combustibili inferiori (bigaz) asociaţi cu păcură sau gaz metan.

Analiza construcţiilor de cuptoare în echicurent trebuie făcută în special prin prisma utilizării căldurii în scopuri metalurgice, a măririi productivităţii cuptorului. De asemenea, un factor hotărîtor îl constituie siguranţa în exploatare; în cazul defectării şi opririi cazanului, cuptorul trebuie să funcţioneze în bune condiţii.

Pentru a se preveni acoperirea cu zgură a instalaţiei de recuperare, N. A. Semenenko [14] a propus ca imediat după spaţiul de elaborare să se instaleze un cazan recuperator de radiaţie, al cărui ecran posterior să realizeze granularea zgurei. După aceea urmează, în ordine: treapta a doua a recuperatorului, supraîncălzitorul de abur, prima treaptă a recuperatorului (fig. 11).

Prin renunţarea la preîncălzirea regenerativă a aerului şi realizarea construcţiei în echicurent se elimină şi neajunsurile regeneratoarelor; uzură accentuată datorită variaţiilor rapide de temperatură, precum şi posibilitatea de înfundare prin întrebuinţarea prafului de cărbune (asociat cu combustibil gazos).

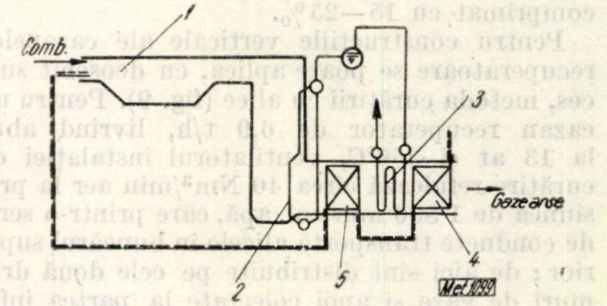


Fig. 11. Soluţia cuptor-cazan-recuperator pentru o construcţie în echicurent:
1 – cuptor; *2* – granulator de zgură; *3* – supraîncălzitor de abur; *4* – treapta întîi a recuperatorului; *5* – treapta a doua a recuperatorului.

Sub aspect termic, faţă de soluţia clasică de recuperare, schema propusă are o serie de avantaje incontestabile, în special pentru producerea aburului. Sistemul fierbător al cazanului este plasat într-o zonă de temperaturi ridicate, adaptat transmisiei de căldură prin radiaţie; supraîncălzitorul de abur este protejat prin plasarea după treapta a doua a recuperatorului. Din punct de vedere însă al procesului tehnologic schema prezintă două mari inconveniente : în cazul unei defecţiuni la cazan este necesar să se oprească cuptorul ; un element de primă importanţă al soluţiei îl constituie granulatorul de zgură ; ca să-şi îndeplinească rolul este necesar ca temperatura gazelor la ieşirea din sistemul fierbător al cazanului să fie inferioară temperaturii de înmuiere a cenuşii sau materialelor antrenate (aproximativ 1 100°C). Avînd în vedere regimul variabil în care lucrează cazanul, condiţia granulării trebuind să fie îndeplinită pentru orice sarcină, se poate conta efectiv la proiectare pe o valoare maximă de circa 1 000°C a gazelor arse la ieşirea din sistemul fierbător al cazanului. În această situaţie rămîne disponibilă o cantitate de căldură prea mică pentru preîncălzirea aerului, fapt care se traduce prin necesitatea întrebuinţării unui combustibil superior şi printr-o durată mare a şarjei.

Soluţia cuptor-recuperator-cazan-recuperator aparţine lui E.A. Niţchevici [13] şi este foarte asemănătoare cu soluţia cu intercalare (se face şi în treapta a doua o preîncălzire recuperativă în locul celei regenerative).

În figura 12 este reprezentată schematic această soluţie. Gazele de ardere ies din spaţiul de elaborare cu temperatura de circa 1 700°C şi intră în treapta a doua a recuperatorului inelar din oţel refractar. S-a ales schema în echicurent pentru a se proteja peretele interior al acestuia ; în recuperator se realizează şi granularea materialelor antrenate. Urmează supraîncălzitorul de abur tip de radiaţie, sistemul fierbător al cazanului cu circulaţie forţată şi apoi, ca schimbător terminal, prima treaptă a recuperatorului, realizată în construcţia clasică tubulară.

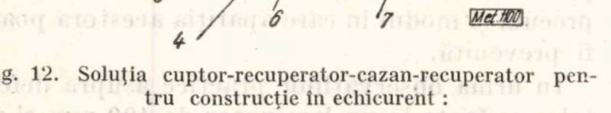


Fig. 12. Soluţia cuptor-recuperator-cazan-recuperator pentru construcţie în echicurent :

1 – cuptor ; *2* – recuperator de radiaţie ; *3* – supraîncălzitor de abur ; *4* – separator de cenuşă, cu jaluzele ; *5* – fascicul fierbător ; *6* – pompă de circulaţie ; *7* – recuperator tubular.

Schimbarea regeneratoarelor printr-un recuperator pune în mod acut problema alegerii tipului raţional de recuperator la temperaturi înalte. Recuperatoarele ceramice nu asigură o etanşare satisfăcătoare ; dacă se lucrează cu suprapresiunea aerului, este necesar să se insufle un debit cu 30–40% mai mare decît cel necesar. Dacă se lucrează în regim depresionar, temperatura este limitată de ventilator ; în acest caz temperatura maximă de preîncălzire ar putea fi 500–600°C, valoare innacceptabilă. Recuperatoarele metalice pot fi tubulare sau inelare. În zona temperaturilor ridicate este avantajos să se utilizeze recuperatorul inelar. Acesta este format din două ţevi de diametru mare, concentrice (0,7–1,2 m), gazele trecînd prin interiorul celei mai mici, iar aerul prin spaţiul dintre ele. Transmisia căldurii de la gaze la ţeavă se face prin radiaţia gazelor triatomice (CO_2 şi H_2O). Transmisia căldurii de la peretele exterior al ţevii interioare la aer se face atît prin radiaţia ţevii cît şi prin convecţie ; de aceea este necesar ca aerul să fie insuflat cu viteze mari.

Combinarea unui recuperator de radiaţie cu unul convectiv (cel tubular) are avantajul menţinerii unei temperaturi constante de preîncălzire a aerului chiar la schimbarea sarcinii.

Faţă de un cuptor Martin cu regeneratoare şi recuperare cu intercalare se preconizează următoarele avantaje : micşorarea dimensiunilor exterioare ale agregatului ; stabilitatea regimului de temperaturi în spaţiul cuptorului ; uşurarea reglării arderii. Comparativ cu soluţia cuptor-cazan-recuperator soluţia analizată prezintă avantajul că la o defectare a cazanului, acesta poate fi ocolit. Există însă problema construirii recuperatorului de radiaţie pentru temperaturi ridicate de preîncălzire a aerului ; oţelurile refractare existente sînt scumpe şi nu permit preîncălzirea la un nivel necesar unui agregat de mare productivitate. Eventual o soluţie o poate constitui introducerea unei a treia trepte de preîncălzire, într-un recuperator tampon ceramic care să protejeze recuperatorul inelar metalic.

Considerînd o temperatură bine precizată la ieşirea din spaţiul de elaborare şi cunoscînd cantităţile de căldură ce se transmit pentru preîncălzirea aerului şi obţinerea aburului, se pot calcula suprafeţele necesare de schimb de căldură pentru cele două variante analizate ; ţinînd seamă de preţurile specifice ale suprafeţelor se ajunge în final la concluzia că costul părţii de recuperare (recuperatoare şi cazan) conform soluţiei cuptor-recuperator-cazan-recuperator nu reprezintă decît 30–50% din costul soluţiei cuptor-cazan-recuperator. Aceasta, deoarece soluţia cuptor-recuperator-cazan-recuperator este mult mai scumpă decît cea la cazan sau la prima treaptă a preîncălzitorului de aer.

Concluzii. Recuperarea căldurii din gazele arse evacuate dintr-un cuptor Martin este deosebit de importantă sub aspect economic. Se consideră că, pentru soluţionarea acestei probleme este necesară instalarea, la construcțiile existente, a unor cazane recuperatoare, în paralel pe canalul de gaze ; utilizarea aburului în scopuri tehnologice sau pentru unitățile mari soluția combinată cu producerea de energie electrică.

La construcțiile noi este recomandabil să se aplice schema cu preîncălzirea aerului în două trepte. Chiar în cazul defectării cazanului, acesta poate fi ocolit ; ca să se mențină aceeași temperatură de preîncălzire a aerului, în recuperator se introduce un debit mai mic de gaze, diluat cu aer.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stoicescu L. și Stamatescu, C. — *Recuperarea căldurii în cuptoarele siderurgice.* In : Metalurgia și construcția de Mașini, nr. 9, 11 și 12, 1959. [2] Melentiev, L. A. *Problemele de bază ale termoenergeticii industriale.* București, Editura Tehnică, 1957. [3] M. I. G. *Combustibilii și folosirea lor rațională.* București, Editura agrosilvică, 1961. [4] Goldfarb, E. M. ș.a. *Calculul cuptoarelor de încălzire.* București, Editura tehnică, 1960. [5] Kavaderov, A. V. ș.a. *Regimurile termice ale cuptoarelor Martin.* Moscova, Editura tehnică-științifică de stat pentru literatură în domeniul siderurgiei feroaselor și neferoaselor, 1953. [6]. Sazanov, B. V. *Folosirea resurselor energetice secundare în uzinele siderurgice.* Moscova, Editura tehnico-științifică de stat pentru literatură în domeniul siderurgiei feroaselor și neferoaselor, 1953. [7] Bruck, I. I. *Alegerea schemelor de racordare a cazanelor recuperatoare de la cuptoarele Martin la canalul de fum și coș.* In : Za Economiu Topliva, nr. 5, 1951. [8] Vezeanu, P. *Influența diametrelor țevilor asupra construcției cazanelor de abur cu țevi de apă.* In : Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 1, 1961. [9] Schrmmann, W. *Stand der baulichen Entwicklung von Abhitzekessel und Heisskühlungsanlagen an Siemens-Martin-Öfen.* In : Stahl und Eisen, 24 ian 1957. [10] Jacobi, P. *Reiningungsverfahren an dem Abhitzekessel hinter einem Siemens-Martin-Öfen.* In: Stahl und Eisen, 24 ian. 1957 [11] Bories, A. *Les chaudiéres de récupération.* În: Flamme et thermique, febr. 1957. [12] Berejinski, A. I. *Exploatarea cazanelor recuperatoare orizontale cu circulație forțată multiplă.* In: Za Economiu Topliva, nr. 2, 1952. [13] Nițchevici, E. A. *Cuptorul de oțel cu recuperator.* In : Za Economiu Topliva, nr. 2, 1951. [14] Semenenko, N. A., ș.a. *Contribuții la problema cuptorului pentru elaborarea oțelului, prevăzut cu recuperator de căldură.* In : Za Economiu Topliva, nr. 6, 1951. [15] Oleinik, E. D. *Curățirea suprafețelor de încălzire ale cazanelor recuperatoare.* In : Stal, nr. 2, 1956.

Din experiența uzinelor și laboratoarelor

CZ 621.774.35

Noi relații pentru determinarea unghiului conului de laminare al dopurilor perforatoare în scopul obținerii țevilor laminate la cald de calitate superioară

Ing. MIHAI ADĂSCĂLIȚEI și ing. ION PENȚA
Fabrica de țevi – Roman

Laminoarele pentru țevi din oțel fără sudură, care lucrează pe principiul perforator-duo, sînt prevăzute cu unul sau două agregate perforatoare. Perforatorul al doilea este destinat laminării eboșei de diametru mic și pereți groși, obținută la prima perforare, urmărindu-se obținerea unei eboșe cu pereți subțiri.

Grosimea corectă a peretelui eboșei de la perforarea a doua este factorul hotărîtor în obținerea țevilor cu pereți de grosime minimă și de calitate superioară. Abaterea de la peretele optim al eboșei poate duce la rebut parțial sau definitiv, întrucît eboșele în cauză nu mai pot fi laminate la agregatul următor—laminorul duo.

S-a observat că în foarte multe cazuri, chiar dacă grosimea medie a peretelui eboșei corespunde celei cerute, apar din perforare neuniformități locale repetate pe întreaga lungime a eboșei de la perforarea a doua, care, prin laminare la duo, conduc la țevi declasate, rebuturi definitive, iar în unele cazuri la grave accidente tehnice în timpul exploatării țevilor respective, ce rămîn cu aceste defecte nedetectate la controlul calitativ al acestora.

În acest articol se analizează una din principalele cauze care generează astfel de defecte, precum și modul în care apariția acestora poate fi prevenită.

În urma observațiilor practice asupra defectelor apărute la un laminator de 400 mm și pe baza calculelor pentru interpretarea teoretică a acestora, se stabilesc metodele de corectare a grosimii de perete în calculul acordării perforatorului, precum și modul de calcul al conicității dopului perforatorului.

Pentru simplificare se redă în figura 1 schema zonei de deformare la perforarea a doua.

Schema din figura 1 este numai orientativă; în realitate axele cilindrilor perforatorului sînt înclinate faţă de axa de laminare cu un unghi

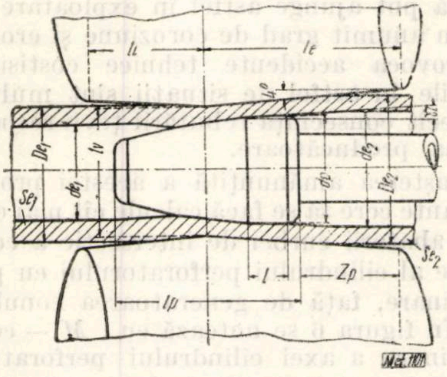


Fig. 1. Schema zonei de deformare la perforatorul *II*.

$\alpha = 7-12°$, fapt ce dă zonei de laminare o formă spaţială mai complexă.

Înclinarea axelor cilindrilor faţă de axa de laminare nu poate fi evitată, deoarece fără această înclinare eboşa nu ar putea avansa între cilindri.

În literatura de specialitate calculele de calibrare recomandate cer ca unghiul γ al dopului să fie egal cu unghiul γ al generatoarei conului de ieşire al cilindrului (fig. 1). Acest principiu a stat şi la baza construcţiei dopurilor de la perforatoarele laminorului de 400 mm.

În timpul laminării cu aceste dopuri s-a observat că, în special la ţevile cu diametrul peste 273 mm, partea din spate a dopului (porţiunea l din fig. 1) nu participă la laminare. Mai mult, după un număr oarecare de eboşe laminate, pe dop apare un brîu proeminent care se imprimă în peretele eboşei, provocînd pronunţate subţieri locale, dispuse în formă de spirală cu două începuturi, pe suprafaţa interioară a eboşei.

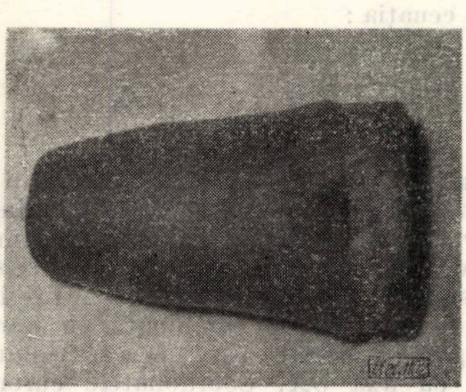


Fig. 2. Dop încărcat.

În figura 2 este prezentat un dop cu brîu, iar în figura 3 o porţiune din eboşă cu imprimări interioare.

Formarea brîului are loc în felul următor: din cauza înclinării axelor cilindrilor faţă de planul orizontal ce trece prin axa de laminare, conul de ieşire al cilindrului perforatorului nu mai prezintă în planul de laminare o generatoare paralelă cu generatoarea porţiunii l a dopului, ci prezintă o curbă care se îndepărtează de axa de laminare (fig. 4). Aşa se explică faptul că ultima parte a dopului nu mai vine în contact cu metalul care se laminează.

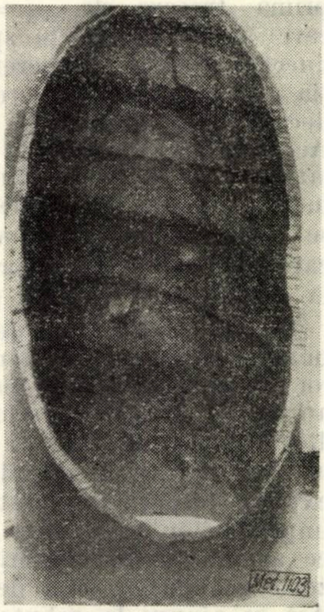


Fig. 3. Spirale interioare în eboşă.

O parte din oxizii care se formează pe suprafaţa dopului la temperatura şi presiunea de laminare este antrenată de metalul care avansează şi este depusă în zona unde dopul începe să piardă contactul cu metalul. În acest loc oxizii se acumulează la fiecare laminare, ajungînd să se depună brîul şi prin aceasta scoate dopul din folosinţă. Brîul depus este foarte aderent şi dur ajungînd uneori la grosimea de 5—7 mm.

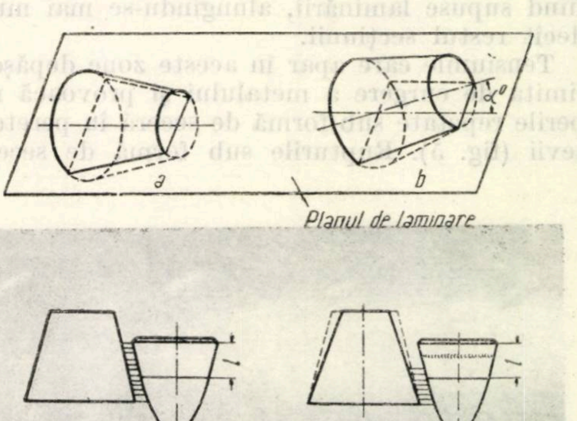


Fig. 4. Configuraţia zonei de deformare ţinînd seamă de înclinarea axei cilindrilor (în poziţia *b* este reprezentat locul unde se formează brîul aderent).

Scoaterea din folosinţă a dopului cu brîu în curs de formare ar conduce la un consum exagerat de dopuri, care sînt înalt aliate cu elementele de aliere deficitare, iar laminarea cu un astfel de dop provoacă imprimări adînci pe suprafața interioară a eboșei. Or, aceste eboșe sînt laminate în continuare la laminorul duo. Este cunoscut că la duo se laminează cu un coeficient de alungire la prima trecere de $\mu_1 = 1{,}4-1{,}7$, coeficient care se realizează în special pe seama reducerii grosimii de perete a eboșei. Construcția calibrului la duo este cu degajări laterale, deci este un calibru oval, iar dopul este rotund. Această construcție face ca, în cele două zone laterale ale calibrului (în dreptul deschiderii), metalul eboșei să nu fie laminat. Cum eboșa se alungește în întregime, două fîșii laterale care nu se laminează la prima trecere nu rămîn la dimensiunea inițială, ci se lungesc.

Deoarece eforturile de compresiune lipsesc în aceste fîșii, este evident că alungirea lor are loc numai pe baza tensiunilor de întindere, antrenate fiind de restul materialului eboșei. Rezultă că o eboșă, care vine de la perforarea a doua cu imprimări adînci la interior, va fi expusă subțierii exagerate a peretelui în locul imprimărilor, ca urmare a întinderii puternice ce are loc între cilindrii laminorului duo în zona degajărilor și a deschiderilor calibrului. Așa se ajunge la rebutarea prin rupturi succesive a peretelui. Ruperile pot să apară sub formă de arce succesive sau seceri. Cele sub formă de arc apar în general la prima trecere la caja duo, și sînt provocate de imprimările foarte adînci. Rupturile sub formă de seceră apar în general la trecerea a doua. Pentru trecerea a doua, țeava fiind rostogolită cu aproximativ 90°, zonele laterale de la trecerea întîi intră în porțiunea rotundă a calibrului, fiind supuse laminării, alungindu-se mai mult decît restul secțiunii.

Tensiunile care apar în aceste zone depășesc limita de curgere a metalului și provoacă ruperile repetate sub formă de seceră în peretele țevii (fig. 5). Rupturile sub formă de seceră pot avea încă și alte cauze. Și într-un caz și în altul, cînd rupturile sînt vizibile, țeava se rebutează. Sînt însă cazuri cînd acești factori nu provoacă ruperea completă a peretelui țevii, rămînînd în locurile defecte o grosime de perete foarte mică. Aceste cazuri sînt mai grave, deoarece pot rămîne nedetectate de către organele controlului de calitate, care nu poate măsura grosimea peretelui decît la capete, iar țevile în cauză pot ajunge astfel în exploatare unde după un anumit grad de coroziune și eroziune, pot provoca accidente tehnice costisitoare. Pierderile în astfel de situații sînt mult mai mari decît consecința rebutării țevii respective în uzina producătoare.

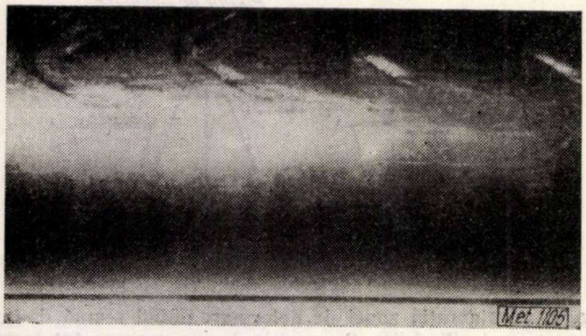


Fig. 5. Rupturi sub formă de seceră.

Cunoașterea amănunțită a acestei probleme importante cere să se facă calcule cît mai exacte asupra abaterii curbei de intersecție a conului de ieșire al cilindrului perforatorului cu planul de laminare, față de generatoarea conului de ieșire. În figura 6 se notează cu : M — centrul de înclinare a axei cilindrului perforatorului (punct fix) ; a — raza cilindrului în punctul M ; h — înălțimea conului rezultat, $h = \overline{OM}$; k — distanța de la punctul fix M pînă la planul vertical ce trece prin draft (draftul este distanța minimă dintre cilindri în axa de laminare) ; D_0 — diametrul maxim al cilindrului ; α — unghiul dintre axa de laminare și axa cilindrului ; γ — unghiul de înclinare a generatoarei conului de ieșire al cilindrului ; le — lungimea conului de ieșire al cilindrului perforatorului.

Ecuația conului de ieșire al cilindrului avînd axa OZ, vîrful în origine, iar planul bazei de rază a și la distanța h de origine, se scrie :

$$\frac{X^2 - Y^2}{a^2} - \frac{Z^2}{b^2} = 0 \qquad (1)$$

Planul care intersectează axele OZ și OY la distanțele h, respectiv b, și care este paralel cu axa OX este tocmai planul de laminare, și are ecuația :

$$\frac{Y}{b} + \frac{Z}{h} - 1 = 0. \qquad (2)$$

Ecuațiile (1) și (2) reprezintă în spațiu curba de intersecție a conului de ieșire al cilindrului perforatorului cu planul orizontal de laminare. Pentru reprezentarea grafică a curbei, se schimbă sistemul de coordonate din XYZ în xyz printr-o translație b combinată cu o rotație cu unghiul α, astfel ca axa O_1x să rămînă paralelă cu axa OX. Coordonatele curente în sistemul xyz vor fi înlocuite : $X = x$; $Y = b + y \cos \alpha - z \times \sin \alpha$; $Z = y \sin \alpha + z \cos \alpha$.

Din figura 6 rezultă : $a = h \operatorname{tg} \gamma$; $b = h \operatorname{tg} \alpha$; $h = \frac{D_0}{2 \operatorname{tg}\gamma} - K$.

Făcînd toate înlocuirile rezultă ecuația curbei de intersecție în sistemul xyz:

$$x^2 + z^2(\sin^2\alpha - \mathrm{tg}^2\gamma\cos^2\alpha) - 2\left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right) z\,\mathrm{tg}\,\alpha\sin\alpha + \left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right)^2 \mathrm{tg}^2\alpha = 0. \qquad (3)$$

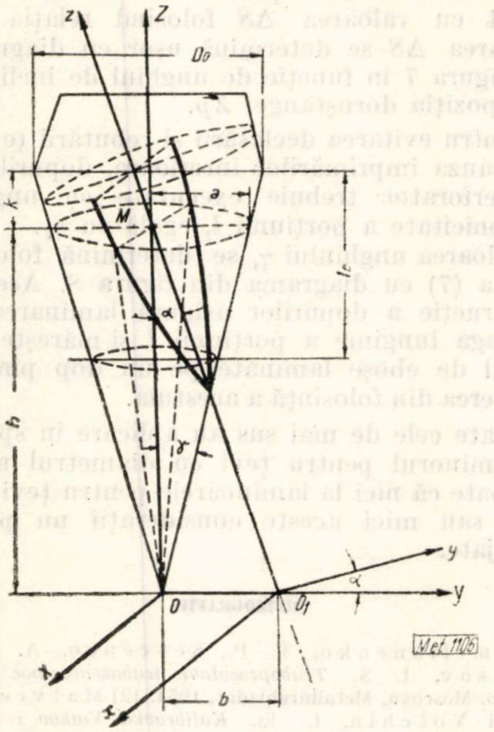


Fig. 6. Intersecția conului de ieșire al cilindrului perforatorului cu planul de laminare.

Cu ajutorul ecuației (3) se poate calcula corecția ce trebuie făcută la grosimea peretelui eboșei în calculul de acordare a perforatorului. Ca urmare, grosimea de perete a eboșei la perforator se va calcula cu relația (4):

$$S = \frac{2\,\mathrm{tg}\gamma\,(le - Zp) - dp + lv}{2} + \Delta S, \qquad (4)$$

în care: S este grosimea de perete a eboșei; Zp — poziția dornștangei; dp — diametrul caracteristic al dopului; lv — distanța minimă dintre cilindrii perforatorului (droft); ΔS — corecția grosimii de perete care se calculează din relația (5):

$$\Delta S = X - x. \qquad (5)$$

Valoarea X se calculează din relația (6):

$$X = Z\,\mathrm{tg}\gamma, \qquad (6)$$

în care conform figurii 6, $Z_{\max} = \frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma}$, iar $Z_{\min} = \frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - le$.

Valoarea x se calculează din relația (3) în care variația lui z este: $z_{\max} = \frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma\cos\alpha}$, iar $z_{\min} = \frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma\cos\alpha} - \frac{le}{\cos\alpha}$.

Unghiul α variază de la 7° pînă la 12°.

Pentru laminorul de 400 mm au fost calculate valorile ΔS pentru următoarele constante: $D_0 = 1\,100$ mm; $K = 75$ mm; $le = 455$ mm; $\gamma = 4°$. Rezultatele sînt reprezentate grafic în diagrama din figura 7, unde variația ΔS este prezentată în funcție de Zp, întrucît valoarea Zp este cea care interesează în practică.

Din ecuația curbei *3* se poate calcula unghiul pe care tangenta acestei curbe îl face cu direcția axei O_1z (fig. 6). Coeficientul unghiular al tangentei unei curbe plane se obține prin derivarea ecuației curbei respective. Pentru simplificare se scrie forma explicită a ecuației (3):

$$x = \sqrt{2\left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right) z\,\mathrm{tg}\alpha\sin\alpha - z^2(\sin^2\alpha - \mathrm{tg}^2\gamma\cos^2\alpha) - \left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right)^2 \mathrm{tg}^2\alpha}, \qquad (3a)$$

din care prin derivarea în raport cu z se obține:

$$\mathrm{tg}\,\gamma_i = \frac{\left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right)\mathrm{tg}\alpha\sin\alpha - z(\sin^2\alpha - \mathrm{tg}^2\gamma\cos\alpha)}{\sqrt{2\left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right) z\,\mathrm{tg}\alpha\sin\alpha - z^2(\sin^2\alpha - \mathrm{tg}^2\gamma\cos^2\alpha) - \left(\frac{D_0}{2\,\mathrm{tg}\gamma} - K\right)^2 \mathrm{tg}^2\alpha}}, \qquad (7)$$

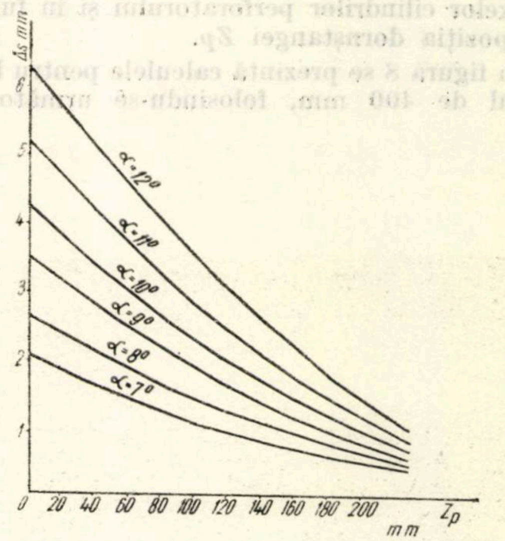


Fig. 7. Corecția grosimii de perete a eboșei la perforator în funcție de poziția dornștangei Zp și unghiul α de înclinare a axei cilindrilor perforatorului.

în care: γ_i este unghiul de înclinare a tangentei la curba cu ecuația (3).

Acest unghi variază în funcție de z și α, și cunoscînd valoarea lui se poate trece la dopuri cu conicitatea sub unghi corectat γ_i în loc de γ în porțiunea l. Laminarea cu dopuri construite după prezentul sistem de calcul asigură obținerea unor eboșe de bună calitate sub aspectul spiralei interioare de laminare.

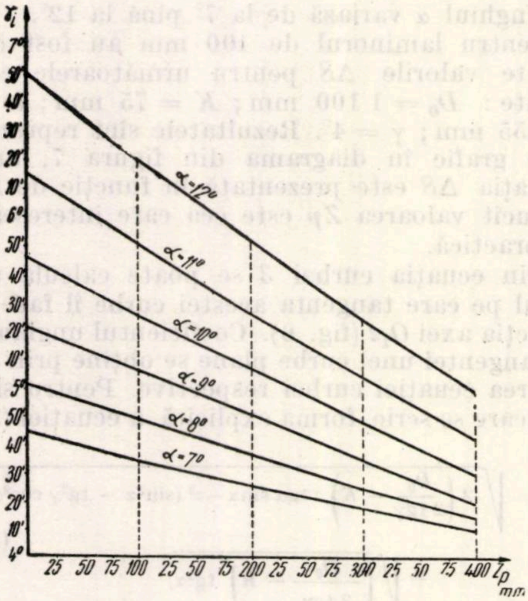


Fig. 8. Mărimea unghiului corectat al dopului perforator γ_i în funcție de poziția dornștangei Zp și unghiul de înclinare a axei cilindrilor perforatorului (α) cînd unghiul de ieșire al cilindrilor este de 4°.

În figura 8 este reprezentată grafic variația unghiului γ_i în funcție de unghiul de înclinare a axelor cilindrilor perforatorului și în funcție de poziția dornștangei Zp.

În figura 8 se prezintă calculele pentru laminorul de 400 mm, folosindu-se următoarele date : $D_0 = 1\,250$ mm ; $K = 75$ mm ; $le = 455$ mm ; $\gamma = 4°$; $\alpha = 7-12°$.

Concluzii

Datorită înclinării axelor cilindrilor perforatorului unghiul conului de ieșire în zona de deformare a acestora este în realitate mai mare decît γ, avînd valoarea γ_i. Calculul grosimii de perete la acordarea perforatorului trebuie corectat cu valoarea ΔS folosind relația (4). Valoarea ΔS se determină ușor cu diagrama din figura 7 în funcție de unghiul de înclinare α și poziția dornștangei Zp.

Pentru evitarea declasării și rebutării țevilor din cauza imprimărilor interioare, dopurile de la perforator trebuie executate cu unghiul de conicitate a porțiunii l, egală cu γ_i.

Valoarea unghiului γ_i se determină folosind relația (7) cu diagrama din figura 8. Această construcție a dopurilor asigură laminarea pe întreaga lungime a porțiunii l și mărește numărul de eboșe laminate pe un dop pînă la scoaterea din folosință a acestuia.

Toate cele de mai sus au aplicare în special la laminorul pentru țevi cu diametrul mare, cu toate că nici la laminoarele pentru țevi mijlocii sau mici aceste considerații nu pot fi neglijate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Emelianenko, T. P., Sevcenco, A. A. și Borisov, I. S. *Truboprocatnoe trubasvarocinoe proizvodstvo*. Moscova, Metallurghizdat, 1954. [2] Matveev, M. Iu. și Votchin, L. Ia. *Kalibravka Valkov i instrumenta trubnih stanov*. Moscova, Metallurghizdat, 1951. [3] Penţa, I. *Calibrarea corectă a cilindrilor de perforare la laminoarele STIEFEL, factor principal în obținerea țevilor de calitate superioară*. În : Metalurgia și Construcția de Mașini, nr, 10, 1961. [4] Adăscăliței, M. și Achiței, C. *Reglarea perforatorului la laminorul de țevi* de 400 mm. În : Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 11, 1960.

construcția de mașini

CZ 621.81.001.5

Stabilirea unei legături raționale între elementele de fabricație și parametrii de exploatare la organe de mașini

Ing. TEODOR MLĂDINESCU

Problema de bază în construcția modernă de mașini este realizarea unei construcții economice atît din punct de vedere al fabricației, cît și al exploatării. O construcție foarte economică în execuție poate fi neeconomică în exploatare, și invers. Economia fabricației se apreciază după cantitatea și calitatea materialelor și a manoperei folosite, după ușurința procurării acestora și după posibilitatea folosirii utilajului și SDV-urilor existente sau din contră după valoarea utilajului, SDV-urilor nou procurate și a reorganizării corespunzătoare a fabricației. Economia exploatării rezultă din capacitatea mașinii de a răspunde efectiv funcțiunilor prescrise, din siguranța în serviciu, manopera și materialele de deservire, durata de funcționare fără reparații etc. Ambele aspecte economice sînt în cea mai mare măsură urmarea modului de proiectare a mașinii în ansamblu sau a fiecărui organ de mașină în parte, adică a modului cum calculele de rezistență, rigiditate, durabilitate, alegerea materialelor, prescrierea ajustajelor și claselor de precizie etc. (care determină elementele de fabricație) sînt rațional legate de parametrii de exploatare ai mașinii.

În stadiul actual al proiectării organelor de mașini există o metodă de calcul care se poate aplica la stabilirea unei astfel de legături raționale între dimensiunile constructive rezultate din fabricație și parametrii de exploatare — metoda capacității de încărcare dinamică, aplicată pînă în prezent numai la alegerea rulmenților, fără a se preciza aspectul economic pe care îl prezintă.

Această metodă se poate extinde și la alte organe de mașini fabricate în serie : roți dințate, arbori, osii etc., care în timpul funcționării sînt solicitate de sarcini variabile, ieșirea lor din serviciu avînd loc ca urmare a fenomenului de oboseală a materialelor din care sînt construite. Sarcina care, acționînd asupra organului de mașină considerat, produce o stare de solicitare astfel încît limita de oboseală a materialului să fie atinsă după un anumit număr de cicluri de solicitare este elementul principal care caracterizează capacitatea de încărcare dinamică.

Astfel, curba caracteristică la oboseală a materialului respectiv (fig. 1), reprezentînd grafic legătura dintre sarcină (sau eforturi unitare) și numărul de cicluri de solicitare, stă la baza determinării capacității de încărcare.

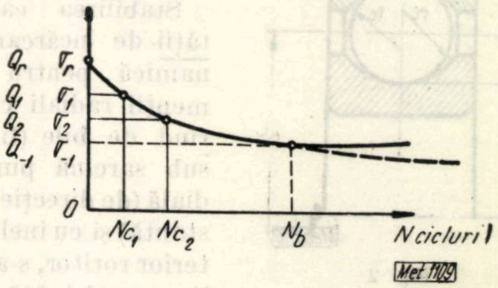


Fig. 1

Expresia analitică a părții descendente a curbei este :

$$Q^k N_c = Q_1^k N_{c1} = \text{constant}, \qquad (1)$$

sau :

$$\sigma^m N_c = \sigma_1^m N_{c1} = \text{constant}, \qquad (1')$$

în care :

Q, Q_1 reprezintă sarcinile aplicate ;
σ, σ_1 — eforturile unitare în secțiunea periculoasă ;
N_c, N_{c1} — numărul de cicluri de solicitare ;
k, m — exponenți numerici stabiliți experimental, constanți pentru aceeași solicitare și același material.

Aceste funcții constituie formulele de plecare pentru stabilirea expresiilor capacității de încărcare dinamică.

Pentru rulmenți, capacitatea de încărcare dinamică s-a stabilit [1] plecînd de la relația (1) în care numărul de cicluri s-a înlocuit prin durabilitatea D a rulmentului, iar exponentul k s-a luat egal cu 3 :

$$Q^3 D = Q_1^3 D_1 = \text{constant}. \qquad (2)$$

Constanta este egală cu produsul dintre o sarcină C^3 și durabilitatea corespunzătoare unui milion de rotații M_r ale rulmentului, astfel că se poate scrie :

$$Q^3 D = Q_1^3 D_1 = C^3 M_r \,. \qquad (3)$$

Sarcina C, sub care rulmentul are durabilitatea de un milion de rotații, a fost denumită capacitatea de încărcare dinamică a rulmentului.

În U.R.S.S. s-a plecat de la relația (1′) și s-a ajuns la o constantă C_1 numită „coeficientul capacității de încărcare dinamică".

Practic însă prin C_1 se subînțelege tot capacitatea de încărcare dinamică pe care de fapt o caracterizează.

Stabilirea capacității de încărcare dinamică pentru rulmenții radiali cu un rînd de bile (fig. 2) sub sarcină pur radială (de direcție constantă) și cu inelul interior rotitor, s-a realizat astfel [2]:

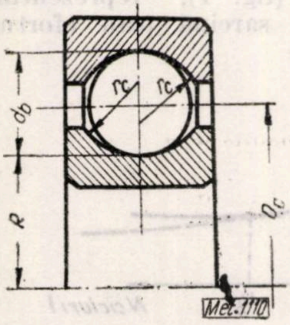


Fig. 2

S-a notat : $I_1 = 60\, f_1\, n_1\, h\, 10^{-6}$, numărul total de cicluri de solicitare a unui punct de pe calea de rulare a inelului interior pe toată durata de funcționare h (ore) a rulmentului, exprimat în milioane de cicluri, în care $f_1 = \frac{Z}{2} \cdot \frac{D_c + d_b}{2\, D_c}$ este numărul de cicluri de solicitare a punctului considerat pe calea de rulare, în timpul unei rotații a inelului interior.

În relația (1′) s-a înlocuit N_c prin I_1; exponentul $m = 10$ și constanta B_0 sînt determinați experimental, iar pentru σ s-a introdus efortul unitar normal echivalent σ_e al stării de solicitare la presiunea de contact dintre bilă și inelul interior rotitor, produs de sarcina maximă pe bilă Q_{max} :

$$\sigma_e^{10}\, I_1 = B_0. \qquad (4)$$

Se înlocuiește apoi σ_e cu expresia dată de rezistența materialelor pentru verificarea unui rulment construit :

$$\sigma_e = F \sqrt[3]{Q_{max}}\, \sqrt[10]{2K} \leqslant \sigma_a \,, \qquad (5)$$

în care : $F = \frac{4\,100}{m_1\, m_2} \sqrt[3]{\frac{4}{d_b} + \frac{1}{R} - \frac{1}{r_c}}$, conține elemente constructive ale rulmentului (R, d_b, r_c), doi coeficienți numerici m_1, m_2 care depind de curburile suprafețelor în contact și o constantă $= 4\,100$, care introduce și influența materialului inelului și bilei.

$$Q_{max} = \frac{5\, F_r}{Z} \text{ (după Stribeck)},$$

în care F_r este forța radială ce revine rulmentului și Z numărul de bile ale acestuia.

Coeficientul K se exprimă în funcție de numărul de bile și unghiul lor γ, 2γ,... față de poziția solicitării maxime :

$$K = \frac{1}{Z}\, [1 + 2 \cos^{10/2} \gamma + 2 \cos^{10/2} (2\gamma) +$$
$$+ 2 \cos^{10/2} (3\gamma) + \ldots + 2 \cos^{10/2} (n\, \gamma).$$

Se obține astfel succesiv :

$$\left(F \sqrt[3]{\frac{5\, F_r}{Z}}\, \sqrt[10]{2K} \right)^{10} I_1 = B_0 \,,$$

$$F_r = \frac{B_0^{3/10}\, Z}{5\, F^3\, (2K)^{3/10}\, I_1^{\ 3/10}} = \frac{Z\, B_0^{3/10}}{5\, F^3\, (1{,}2.10^{-4}\, K\, f_1)^{3/10} (n_1 h)^{3/10}}. \qquad (6)$$

Corectîndu-se forța radială cu coeficienții K_d și K_t care introduc influența caracterului sarcinii și a temperaturii din timpul funcționării asupra durabilității rulmentului, rezultă :

$$F_r K_d K_t = \frac{Z\, B_0^{0,3}}{5F^3 (1{,}2 \cdot 10^{-4} K f_1)^{0,3}\ (n_1 h)^{0,3}} = \frac{C_1}{(n_1 h)^{0,3}} \,, \qquad (7)$$

în care C_1 este capacitatea de încărcare dinamică :

$$C_1 = \frac{Z\, B_0^{0,3}}{5 F^3\, (1{,}2.10^{-4}\, K f_1)^{0,3}} = F_r\, (n_1\, h)^{0,3}\, K_d\, K_t \,. \qquad (8)$$

Sub această formă se observă că în adevăr capacitatea de încărcare dinamică realizează o legătură rațională între parametrii de exploatare (a doua egalitate) și elementele de fabricație și ale laboratorului de încercări (prima egalitate).

1. *Pentru angrenajele cu roți dințate cilindrice*, capacitatea de încărcare dinamică se poate stabili astfel :

1.1. La roți dințate fabricate din oțel cu duritatea HB $\leqslant 350$, solicitarea periculoasă fiind la presiunea de contact, relația (1) devine :

$$p_0^6\, N_c = \text{constantă} = (49\ \text{HB})^6 \cdot 10^6, \qquad (9)$$

în care :

HB este duritatea stratului superficial al flancului activ al dinților, exprimată în unități Brinell ;

49 HB — efortul unitar normal maxim la solicitarea de contact determinat experimental [3], pentru 10^6 cicluri de solicitare — ciclu pulsant ;

$N_c = 60\ n_1 h$ – numărul de cicluri de solicitare pe durata de funcționare h a angrenajului la care corespunde pe curba caracteristică la oboseală efortul unitar normal maxim la solicitarea de contact p_0, în zona de angrenare unipară.

Expresia lui k_0 (dedusă din formula lui Hertz) pentru verificarea unui angrenaj la presiunea de contact este :

$$p_0 = \frac{U}{A\ i}\sqrt{\frac{P_1}{n_2}\,\frac{(i+1)^3}{l}} < p_{0a}\,,\ \text{kgf/cm}^2, \qquad (10)$$

în care :

P_1 este puterea nominală la arborele roții conducătoare a angrenajului, CP ;

A – distanța dintre axele celor două roți, cm ;

n_2 – turația roții conduse, rot/min ;

$i = \frac{n_1}{n_2}$ – raportul de transmitere ;

l – lungimea dintelui roților, cm ;

U – o constantă care depinde de materialul dinților și unghiul de angrenare α. Pentru $\alpha = 20°$ și ambele roți din oțel $U = 2{,}88 \cdot 10^5$, la dinți drepți, și $U = 8 \cdot 2{,}88 \cdot 10^4$, la dinți înclinați.

Egalînd relațiile (9) și (10) se obține succesiv :

$$\frac{U^6\,P_1^3\,(i+1)^9}{A^6\,i^6\,n_2^3\,l^3} \cdot 60\ n_1 h = (49\ \text{HB})^6 \cdot 10^6,$$

$$\left(\frac{P_1}{n_2}\right)^3 = \left(\frac{490\ \text{HB}\ A\ i}{U}\right)^6 \frac{l^3}{(i+1)^9 \cdot 60\ n_1 h},$$

$$\frac{P_1}{n_2} = \left(\frac{490\ \text{HB}\ A\ i}{U}\right)^2 \frac{l}{(i+1)^3\,(60\ n_1 h)^{1/3}} \cdot \qquad (11)$$

Valoarea puterii P_1 se corectează cu coeficienții care introduc efectul forțelor dinamice suplimentare, K_d, al concentrării (neuniformizării repartizării) sarcinii pe dinte, K_r, și al regimului de lucru (caracterul încărcării), K_2. Formulele de calcul sau valorile numerice ale acestor coeficienți se găsesc în literatura de specialitate.

După corectarea puterii nominale cu cei trei coeficienți și gruparea convenabilă a factorilor, rezultă :

$$\frac{P_1}{n_2} K_2 K_d = \left(\frac{490\ \text{HB}}{U}\right)^2 \frac{A^2\,i^2\,l}{3{,}91\,(i+1)^3\,(n_1 h)^{1/3} K_r} =$$

$$= \frac{C_1}{(n_1 h)^{1/3}}, \qquad (12)$$

în care :

$$C_1 = \left(\frac{490\ \text{HB}}{U}\right)^2 \frac{A^2\,i^2\,l}{3{,}91\,(i+1)^3 K_r} = \frac{P_1}{n_2}\,(n_1 h)^{1/3} K_2 K_d \cdot \qquad (13)$$

Se constată astfel că și în cazul angrenajelor cilindrice expresia capacității de încărcare stabilită realizează legătura rațională între elementele de fabricație și acelea de exploatare. Regruparea făcută în relația (12) a avut tocmai acest scop, deoarece coeficienții K_2 și K_d sînt parametri de exploatare, în timp ce coeficientul K_r care depinde de raportul $\frac{l}{D_p}$, de poziția roții față de lagăre și de rigiditatea arborelui, este un element de construcție.

Deoarece valoarea numerică obținută cu relațiile (13) este relativ mică, se recomandă următoarea prezentare :

$$C_1 = \left(\frac{490\ \text{HB}}{U_2}\right)^2 \frac{A^2\,i^2\,l}{3{,}91\,(i+l)^3\,K_r} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P_1}{n_2}\,(n_1 h)^{1/3}\,K_2\,K_d, \qquad (13')$$

în care $U_2 = \frac{U}{\sqrt{71\,620}}$.

Sub această formă apare în a doua egalitate expresia momentului transmis la arborele condus.

Observații : a. Prin înlocuirea lungimii dintelui l în funcție de distanța axială A, capacitatea de încărcare dinamică este :

– pentru angrenajele cu dinți drepți :

$$C_1 = \left(\frac{490\ \text{HB}}{U_2}\right)^2 \frac{A^3\,K_0\,i^2}{3{,}91\,(i+1)^3\,K_r} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P_1}{n_2}\,(n_1 h)^{1/3}\,K_2\,K_d, \qquad (14)$$

și pentru angrenajele cu dinți înclinați :

$$C_1 = \frac{490\ \text{HB}}{U_2}\,\frac{A^3\,K_0\,i^2}{3{,}91\ \cos\,\beta\,(i+1)^3\,K_r} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P_1}{n_2}\,(n_1 h)^{1/3}\,K_2\,K_d, \qquad (14')$$

deoarece în acest caz $K_0 = \frac{L}{A} = \frac{l \cos \beta}{A}$, β fiind unghiul de înclinare a dinților, iar L lățimea roții.

b. De asemenea, pentru a exprima pe C_1 în funcție de diametrul de rostogolire (primitiv) D_p al roții dințate, în relația (13) se înlccuiește distanța axială A prin :

$$A^2 = \frac{D_{p_1}^2\,(i+1)^2}{4},$$

rezultă :

$$C_1 = \left(\frac{490\ \text{HB}}{U_2}\right)^2 \frac{D_{p_1}^2\,l\,i^2}{15{,}64\,(i+1)\,K_r} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P_1}{n_2}\,(n_1 h)^{1/3}\,K_2\,K_d \cdot \qquad (15)$$

Dacă se notează cu :

$\psi = \frac{L}{D_{p1}}$, pentru roți cu dinți drepți

și

$\psi' = \frac{L}{D_{p1}} = \frac{l \cos \beta}{D_{p1}}$, pentru roți cu dinți înclinați se obține :

$$C_1 = \left(\frac{490 \text{ HB}}{U_2}\right)^2 \frac{D_{p_1}^3 \psi i^2}{15{,}64 \ (i + 1) \ K_r} = $$
$$= 71\,620 \ (n_1 h)^{1/3} \ K_2 \ K_d \quad (16)$$

și

$$C_1 = \left(\frac{490 \text{ HB}}{U_2}\right)^2 \frac{D_{p_1}^3 \ i^2 \psi'}{15{,}64 \ (i + 1) \cos \beta \ K_r} =$$
$$= 71\,620 \ \frac{P_1}{n_2} \ (n_1 h)^{1/3} \ K_2 \ K_d. \quad (16')$$

c. Se putea stabili capacitatea de încărcare dinamică, folosind expresia efortului unitar tangențial de la presiunea de contact, care pentru condiția de verificare a angrenajului, este :

$$\tau_e = \frac{U_1}{A \ i} \sqrt{\frac{P_1}{n_2} \cdot \frac{(i + 1)^3}{l}} \leqslant \tau_{ae} , \quad (17)$$

în care $U_1 = \frac{U}{2{,}88.}$.

Nedispunînd însă de valoarea constantei corespunzătoare aceleia din relația (9) și nici de formule de legătură, calculul nu s-a condus pe această bază.

1.2. La roțile dințate executate din oțel cu duritatea HB > 350, solicitarea periculoasă la oboseală fiind încovoierea, relației (1′) îi corespunde expresia :

$$\sigma_i^9 \ N_c = \text{constantă} = B_{0_1}^9 \cdot 10^7, \quad (18)$$

în care B_{01} este constantă reprezentînd efortul unitar la încovoiere după ciclu pulsant, la 10^7 cicluri de solicitare.

În lipsa datelor experimentale directe privind această constantă, ea se poate calcula folosind relația dedusă din diagrama schematizată liniară a ciclurilor limită :

$$\sigma_0 = B'_{0_1} = \frac{2 \sigma_c \sigma_{-1}}{\sigma_c + \sigma_{-1}}, \quad (19)$$

pentru oțeluri cu duritate apropiată de HB = 350 sau :

$$\sigma_0 = B'_{0_1} = \frac{2 \sigma_r \sigma_{-1}}{\sigma_r + \sigma_{-1}}, \quad (20)$$

pentru oțeluri cu duritate mai mare de 350 HB.

Deoarece însă valorile eforturilor unitare critice : σ_{-1}, σ_c, σ_r sînt determinate experimental pe epruvete, în timp ce σ_i efectiv se referă la dinții angrenajului, se corectează B'_{0_1} cu coeficienții :

C_{i_1} — pentru calitatea materialului și tehnologia semifabricatului dinților ;

C_σ — pentru a se ține seamă de concentrarea eforturilor unitare la baza dinților ;

C_{t_1} — coeficientul de stare(calitatea) a suprafeței dinților ;

C_{t_2} — care introduce influența tratamentelor termice (tensiunilor remanente) la baza dinților ;

C_{r_3} — coeficientul de dimensiuni.

Notînd : $c = C_{i_1} \ C_{t_1} \ C_{t_2} \ C_{r_3}$, se obține B'_{0_1} corectat sub forma :

$$B_{0_1} = \frac{1}{c} \cdot \frac{2 \sigma_c \sigma_{-1}}{C\sigma \ \sigma_c + \sigma_{-1}}, \quad (19')$$

respectiv :

$$B_{0_1} = \frac{1}{c} \cdot \frac{2 \sigma_r \sigma_{-1}}{C\sigma \ \sigma_r + \sigma_{-1}} . \quad (20')$$

$N_c = 60 \ n_1 h$ este numărul de cicluri de solicitare pe toată durata de funcționare h (ore), la care efortul unitar de încovoiere pulsatorie la baza dintelui este σ_i.

Expresia lui σ_i este dată de condiția de verificare la încovoiere a dintelui la bază :

$$\sigma_i = \frac{450 \cdot 10^3 \ P_1}{\gamma \ m^3 \ Z_1 \ n_1 \ K \ K_\varepsilon} \leqslant (\sigma_0)_{ai} \ \text{kgf/mm}^2, \text{ la dinți drepți ;} \quad (21)$$

$$\sigma_i = \frac{450 \cdot 10^3 \ P_1 \cos \beta}{\gamma_i \ m_n^3 \ Z_1 \ n_1 \ K \ K_{\varepsilon i}} \leqslant (1{,}1 - 1{,}25), (\sigma_0)_{ai}, \ \text{kgf/mm}^2, \text{ la dinți înclinați,} \quad (21')$$

în care :

P_1, n_1 și β au semnificațiile de la punctul (1.1), iar

$\gamma \ (\gamma_i)$ — este coeficientul de formă a dintelui ;

$m \ (m_n)$ — modulul angrenajului ;

Z_1 — numărul de dinți ai pinionului ;

$K_\varepsilon \ (K_{\varepsilon i})$ — coeficientul gradului de acoperire ;

$K = \frac{l}{m} = \frac{L}{m_n}$ — coeficientul lungimii dintelui.

Procedîndu-se ca și în cazul precedent, se obține :

1.2.1. Pentru angrenajele cu dinți drepți :

$$\left(\frac{45 \cdot 10^4 \ P_1}{\gamma m^3 \ Z_1 \ i \ n_2 \ K \ K_\varepsilon}\right)^9 60 \ n_1 h = \left(\frac{1}{c} \cdot \frac{2 \sigma_c \sigma_{-1}}{C\sigma \ \sigma_c + \sigma_{-1}}\right)^9 \cdot 10^7.$$

După corectarea puterii P_1 simplificările posibile şi regruparea factorilor rezultă :

$$\frac{P_1}{n_2} K_2 K_d = \frac{\frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_c \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_c + \sigma_{-1}} \cdot \gamma m^3 Z_1 i K K_\varepsilon}{233 (n_1 h)^{1/9} K_r} = \frac{C_1}{(n_1 h)^{1/9}},$$

de unde :

$$C_1 = \frac{\frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_c \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_c + \sigma_{-1}} \gamma m^3 Z_1 i K K_\varepsilon}{233 K_r} = \frac{P_1}{n_2} (n_1 h)^{1/9} K_2 K_d, \tag{22}$$

respectiv :

$$C_1 = \frac{\frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_r \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_r + \sigma_{-1}} \gamma m^3 Z_1 i K K_\varepsilon}{233 K_r} = \frac{P_1}{n_2} (n_1 h)^{1/9} K_2 K_d. \tag{23}$$

În vederea exprimării capacităţii de încărcare dinamică în funcţie de D_p, se foloseşte relaţia : $D_{p_1} = Z_1 \ m^3$; rezultă :

$$C_1 = \frac{\frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_c \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_c + \sigma_{-1}} \gamma D^3_{p_1} i K K_\varepsilon}{233 Z_1^2 K_r} = \frac{P_1}{n_2} (n_1 h)^{1/9} K_2 K_d. \tag{24}$$

1.2.2. Pentru angrenajele cu dinţi înclinaţi :

$$C_1 = \frac{(1{,}1 - 1{,}25) \frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_c \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_c + \sigma_{-1}} \gamma_i m_n^3 Z_1 i K K_{\varepsilon i}}{233 K_r \cos\beta} = \frac{P_1}{n_2} (n_1 h)^{1/9} K_2 K_d \tag{25}$$

$$C_1 = \frac{(1{,}1 - 1{,}25) \frac{1}{c} \cdot \frac{\sigma_c \sigma_{-1}}{C_\sigma \sigma_c + \sigma_{-1}} \gamma_i D^3_{p_1} i K K_{\varepsilon i} \cos^2\beta}{233 Z_1^2 K_r} = \frac{P_1}{n_2} (n_1 h)^{1/9} K_2 K_a$$

Observaţii: În cazul cînd se stabileşte capacitatea de încărcare dinamică în funcţie de modul la angrenaje cu HB $\leqslant 350$, în relaţia (1′) se ia $m = 6$, în loc de $m = 9$ pentru HB $\geqslant 350$. În acest caz în formulele stabilite constanta 233 se înlocuieşte cu 9 500.

2. *Capacitatea de încărcare dinamică pentru arbori drepţi şi osii.* 2.1. Cazul arborilor drepţi solicitaţi numai la torsiune. Deoarece în majoritatea cazurilor arborii sînt solicitaţi la torsiune după ciclu pulsant, relaţia (1) devine :

$$\tau_i^m N_c = \tau_{0c}^m N_b, \tag{26}$$

în care τ_0 este rezistenţa la oboseală după ciclu pulsant (corespunzătoare numărului de cicluri de bază N_b). Practic se determină ca şi σ_0, adică :

$$\tau_0 = \frac{2 \tau_{-1} \tau_c}{\tau_c + \tau_{-1}}. \tag{27}$$

Se corectează ţinîndu-se seamă de trecerea de la epruvetă la arborele real, obţinîndu-se :

$$\tau_{0c} = \frac{1}{C_{t_1} C_{t_2}} \cdot \frac{2 \tau_{-1} \tau_c}{C_\tau C_{t_1} C_{r_3} \tau_c + \tau_{-1}} \tag{28}$$

$N_c = 60 \, n \, h.$

$$\tau_t = \frac{M_t}{0{,}2 \, d^3} = \frac{71\,620}{0{,}2 \, d^3} \frac{P}{n}. \tag{29}$$

Prin înlocuire în formula (26), se obţine :

$$\left(\frac{71\,620 \, P}{0{,}2 \, d^3 \, n} \right)^m 60 \, n \, h = \tau_{0c}^m N_b.$$

Avînd în vedere coeficientul global de corecţie K a momentului transmis arborelui de organele de rotaţie montate pe el şi grupînd convenabil factorii din fiecare parte a egalităţii, rezultă :

$$71\,620 \frac{P}{n} K = \frac{\tau_{0c} N_b^{1/m} \, 0{,}2 \, d^3}{(60)^{1/m} (n \, h)^{1/m}} = \frac{C_1}{(n \, h)^{1/m}},$$

$$C_1 = \frac{\tau_{0c} \, d^3}{5} \left(\frac{N_b}{60} \right)^{1/m} = 71\,620 \frac{P}{n} K (n \, h)^{1/m}. \tag{30}$$

Observaţii: a. Dacă se aplică criteriul deformaţiei unghiulare θ, se înlocuieşte τ_0, ţinîndu-se seamă de relaţia dintre eforturi unitare şi deformaţii la torsiune : $\tau_0 = G \frac{d}{2} \theta_0$.

b. Valoarea exponentului m [4] se ia obişnuit $m = 9$. Se poate însă exprima şi în funcţie de coeficientul efectiv de concentrare a eforturilor unitare C_τ; $m = \frac{18-20}{C_\tau}$. Pentru arbori cu ajustaj presat, $m = 6$, iar pentru arbori cu suprafaţa durcisată cu jet de alice sau cu role, $m = 18 - 20$. Pentru arbori de secţiuni mijlocii, $N_b = 5 \cdot 10^6$ iar pentru arbori cu ajustaj presat, $N_b = (6 - 10) \cdot 10^6$. Astfel, pentru valorile obişnuite, $m = 9$ şi $N_b = 5 \cdot 10^6$, capacitatea de încărcare dinamică C_1 este :

$$C_1 = \frac{\tau_{0c} \, d^3}{1{,}42} = 71\,620 \frac{P}{n} (n \, h)^{1/9} \, K. \tag{31}$$

2.2. Cazul arborilor drepţi solicitaţi la răsucire şi încovoiere. Admiţîndu-se – aşa cum se procedează în general la calculul acestor arbori – ipoteza de rupere după efortul unitar tangențial maxim, rezultă că relația (1′) se poate exprima fie prin σ fie prin τ.

Se alege exprimarea prin σ, deoarece valorile rezistenței la oboseală σ_{-1} sînt cunoscute mai precis. Considerînd valorile uzuale pentru m și N_b, se poate scrie :

$$\sigma_i^9 N_e = \left(\frac{\sigma_{-1}}{c}\right)^9 \cdot 5 \cdot 10^6, \tag{32}$$

în care semnificația fiecărui factor este cunoscută. Se adaugă numai faptul că în calcule se va folosi rezistența la oboseală prin încovoiere după ciclu simetric, corectată cu coeficientul de corecție global $c = C_{i_1} C_\sigma C_{l_1} C_{l_2} C_{r_2} C_{r_3}$.

Conform ipotezei de rupere admisă :

$$\sigma_i = \frac{M_0}{0,1\,d^3} = \frac{\sqrt{M_i^2 + (\alpha_1 M_t)^2}}{0,1\,d^3}. \tag{33}$$

Deoarece valoarea momentului încovoietor M_i depinde de lungimea arborelui între lagăre și de poziția, mărimea și greutatea pieselor montate pe arbore, capacitatea de încărcare dinamică se stabilește pe categorii de arbori clasificați după criteriile menționate.

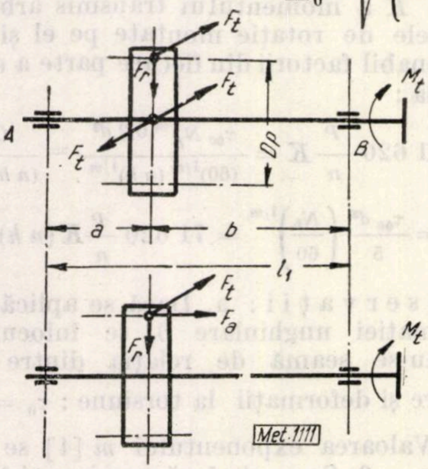


Fig. 3

Ca exemplu, pentru arborele prevăzut cu o roată dințată cilindrică cu dinți drepți (fig. 3), neglijîndu-se greutatea proprie, se obține :

$$M_i = \frac{F_n\,a\,b}{l_1} = \frac{F_t\,a\,b}{l_1 \cos\alpha} = \frac{2 \cdot 71\,620\,P\,a\,b}{D_p\,l_1\,n \cos\alpha}. \tag{34}$$

Prin înlocuirea în relațiile (33) și (32), rezultă succesiv :

$$\left[\frac{\sqrt{\left(\frac{2 \cdot 71\,620\,P\,a\,b}{D_p\,l_1\,n\cos\alpha}\right)^2 + \left(71\,620\,\frac{P}{n}\,\alpha_1\right)^2}}{0,1\,d^3}\right]^9 60\,n\,h =$$

$$= \left(\frac{\sigma_{-1}}{c}\right)^9 \cdot 5 \cdot 10^6$$

$$71\,620\,\frac{P}{n} =$$

$$= \frac{\sigma_{-1}}{c}\left(\frac{5.10^6}{60}\right)^{1/9} \frac{l_1\,D_p \cos\alpha\;0,1\,d^3}{\left(4\,a^2 b^2 + l_1^2 D_p^2\,\alpha_1^2 \cos^2\alpha\right)^{1/2} (n\,h)^{1/9}}. \tag{35}$$

După corectarea puterii cu coeficienții introduși la calcul roților dințate, se obține :

$$71\,620\,\frac{P}{n}\,K_2\,K_d =$$

$$= \frac{\sigma_{-1}}{K_r\,c}\left(\frac{5.10^6}{60}\right)^{1/9} \frac{l_1\,D_p \cos\alpha\;0,1\,d^3}{\left(4\,a^2 b^2 + l_1^2 D_p^2\,\alpha_1^2 \cos^2\alpha\right)^{1/2}} = \frac{C_1}{(nh)^{1/9}}, \tag{36}$$

$$C_1 = \frac{\sigma_{-1}}{K_r\,c}\left(\frac{5.10^6}{60}\right)^{1/9} \frac{l_1\,D_p \cos\alpha\;0,1\,d^3}{\left(4a^2 b^2 + l_1^2 D_p^2\,\alpha_1^2 \cos^2\alpha\right)^{1/2}} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P}{n}\,(nh)^{1/9}\,K_2\,K_d. \tag{37}$$

Dacă roata dințată cilindrică are dinți înclinați, expresiile momentului încovoietor și momentului redus sînt :

$$M_i = \frac{b}{l_1}\sqrt{\left(\frac{F_t \operatorname{tg}\alpha}{\cos\beta}\,a + F_t\,R_p \operatorname{tg}\beta\right)^2 + (F_t\,a)^2} \tag{38}$$

$$M_0 = \sqrt{\left(\frac{2.71\,620\,P\,b}{l_1\,D_p\,n}\right)^2 \left[\left(\frac{2\,a \operatorname{tg}\alpha + D_p \sin\beta}{2\cos\beta}\right)^2 + a^2\right] + \left(71\,620\,\frac{P}{n}\,\alpha_1\right)^2}. \tag{39}$$

După înlocuirile în relațiile (32) și (33) și gruparea convenabilă a expresiilor, se obține în final :

$$C_1 = \frac{\sigma_{-1}}{K_r c}\left(\frac{5.10^6}{60}\right)^{1/9} \frac{0,1\,d^3}{\left[\left(\frac{2\,ab \operatorname{tg}\alpha + D_p\,b \sin\beta}{D_p\,l_1 \cos\beta}\right)^2 + \frac{4\,b^2 a^2}{l_1^2 D_p^2} + \alpha_1^2\right]^{\frac{1}{2}}} =$$

$$= 71\,620\,\frac{P}{n}\,(n\,h)^{1/9}\,K_2\,K_d. \tag{40}$$

2.3. **Cazul osiilor drepte rotative.** Din motivele arătate la arborii calculați la răsucire și încovoiere, se consideră cazul particular al unei osii drepte rotitoare cu lungimea l_1 între reazeme și b a părților în consolă (fig. 4). Forțele F sînt aplicate la distanța a de axa reazemelor.

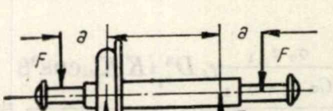


Fig. 4

În acest caz :

$$\sigma_i = \frac{M_i}{0,1\,d^3} = \frac{F\,a}{0,1\,d^3}. \tag{41}$$

Înlocuind apoi în relația (32), valabilă și în acest caz, se obține :

$$\left(\frac{F\,a}{0,1\,d^3}\right)^9 60\,nh = \left(\frac{\sigma_{-1}}{c}\right)^9 \cdot 5 \cdot 10^6, \tag{42}$$

de unde :

$$F = \frac{\sigma_{-1}}{ac}\left(\frac{5\cdot 10^6}{60}\right)^{1/9}\frac{0{,}1\,d^3}{(n\,h)^{1/9}}.$$

După corectarea forței F cu un coeficient de regim în exploatare K, rezultă :

$$F\cdot K = \frac{\sigma_{-1}}{a\,c}\left(\frac{5\cdot 10^6}{60}\right)^{1/9}\frac{0{,}1\,d^3}{(n\,h)^{1,9}} = \frac{C_1}{(n\,h)^{1/9}}$$

sau :

$$C_1 = \frac{\sigma_{-1}}{c}\left(\frac{5\cdot 10^6}{60}\right)^{1/9}\frac{0{,}1\,d^3}{a} = F\,(n\,h)^{1/9}\,K. \quad (43.)$$

3. *Analiza formulelor stabilite.* La paragraful 1.1 s-a menționat pe scurt că prin capacitatea de încărcare dinamică se realizează o legătură rațională între elementele de fabricație și parametrii de exploatare. Analizînd de exemplu formulele capacității de încărcare dinamică de la angrenaje (13), (14), (15), (16), (22), (23), (24) și (25), se constată că în adevăr :

3.1. HB indică de la prima vedere calitatea materialului și tratamentul termic ; în același timp însă arată modul de prelucrare a danturii, deoarece se cunoaște că la duritatea HB < 350 tăierea danturii se execută în urma tratamentului termic, în timp ce la durități apropiate de 350 HB și mai mari, sculele s-ar uza foarte repede astfel că se impune danturarea înaintea tratamentului termic. Acest mod de prelucrare atrage evident rectificarea dinților după tratamentul termic. Deci procesele tehnologice diferite, S.D.V. diferite — cu toate consecințele lor economice — sînt exprimate prin apariția în formulă a durității HB.

U depinde, așa cum s-a specificat, nu numai de calitatea materialului, ci și de unghiul de angrenare care variază cu corectarea danturii, care la rîndul ei modifică și forma dintelui ; apare deci influența acestui factor asupra procesului de fabricație (mașină S.D.V.).

A și l arată gabaritul angrenajului, deci cantitatea de material în forma finită și indirect pe cea brută. Dar A — exprimîndu-se în funcție de diametrele roților dințate și raportul de transmitere — conține și indicația asupra semifabricatului, deoarece dacă $D_p < 500$ mm semifabricatul se obține prin forjare, iar dacă $D_p >$ 500 mm, prin turnare. Numărul de spițe depinde, de asemenea, de diametrul roților. Lățimea roții la rîndul ei impune dimensiunile sculelor și verificatoarelor.

i este o caracteristică de fabricație a angrenajelor, mai ales cînd acestea sînt tipizate (reductoare, cutii de viteză). Totodată el intră în calculul lanțului cinematic al mașinii de danturat. Intervenind și în formula de corijare a danturii prin scurtarea înălțimii capului dintelui, influențează procesul tehnologic.

β unghiul de înclinare a dinților caracterizează constructiv angrenajul finit, dar și mașina și S.D.V-urile.

Mai evidente apar elementele de fabricație în formulele (22) (23) (24) și (25), unde calitatea materialului este reflectată direct de σ_c și σ_{-1} și indirect de constanta 233. Gabaritul și influența lui o arată modulul m. Apariția modulului precizează mai bine dependența formulei de procesul tehnologic (mașină de danturat, S.D.V.-uri), mai ales atunci cînd se asociază cu numărul de dinți Z_1. În plus, coeficientul formei dintelui, coeficientul lungimii dintelui K și coeficientul gradului de acoperire K_ε sînt factori strîns legați de fabricație și de precizia de prelucrare (în special K_ε). Rezultă astfel și explicația aplicării preferențiale a formulei de calcul la încovoiere la roțile dințate cu HB > 350. Într-adevăr, aceste roți executîndu-se din materiale mai scumpe cu o tehnologie de fabricație mai pretențioasă, este logic ca formula de calcul să reflecte cît mai bine acest fapt.

3.2. Partea a doua a formulelor amintite conține parametrii de exploatare : puterea P_1 corectată de coeficienții K_d și K_2, care introduc influența forțelor dinamice suplimentare și a caracterului încărcării angrenajului, garantează capacitatea acestuia de a răspunde efectiv funcțiunilor prescrise și siguranța în funcționare. Durata de funcționare fără reparații este reprezentată de parametrul h din formulă.

Turațiile n_1, respectiv n_2, caracterizează — ca parametri de exploatare, dar și ca factori ai vitezei periferice angrenajului — sistemul de ungere, calitatea și cantitatea lubrifiantului, iar indirect și manopera de deservire, adică restul parametrilor de exploatare.

4. *Importanța formulelor.* Premisa de la care s-a plecat și analiza formulelor prezintă numai unul din aspectele importanței formulelor. Acest aspect este accentuat de faptul că, cu toată deosebirea dintre mașinile fabricate în R.P.R., există multe elemente comune tuturor (de genul celor studiate), care permit fixarea de principii și metode general valabile care să contribuie la tipizarea lor, mai ales că tendința de tipizare există.

Pentru a facilita tipizarea, metodele de calcul trebuie să fie destul de simple și în consecință comode la folosirea lor practică, calitate pe care o are metoda expusă.

Formulele stabilite pot servi astfel ca un criteriu de tipizare, pe baza lor putîndu-se întocmi cataloage ca și la rulmenți.

În acest mod beneficiarii (în cazul cooperării între întreprinderi) ca și proiectanții ar putea alege în mod rațional și simplu aceste piese după exemplul de la rulmenți, deoarece capacitatea de încărcare dinamică — făcînd posibilă compararea organelor de mașini — ușurează alegerea soluției optime.

În al doilea rînd formulele permit determinarea rațională a duratei de funcționare *h* a pieselor de mașini prin înlocuirea valorilor numerice extrase din diferite tabele sau îndrumătoare, pentru piese existente (de exemplu reductoare). Valorile astfel calculate pentru *h* pot servi ca bază pentru proiectanți în aplicarea formulelor și în alte cazuri, cunoscut fiind faptul că durata de funcționare a organelor de mașini ca și a mașinilor este foarte rar studiată în prezent pe baze științifice, deși determină materialele, dimensiunile, construcția și tehnologia de prelucrare, deci ca urmare costul de fabricație, eficiența și costul exploatării.

În tabelele 1 și 2 se dau pentru exemplificare valorile capacității de încărcare dinamică și ale duratei de funcționare pentru roțile dințate și arborii unor reductoare cu o treaptă de demultiplicare.

Pornind de la principiul că confirmarea valorii unei piese se realizează prin experimentarea ei în laborator și în exploatare, formulele stabilite se pretează și la aceasta. Într-adevăr, în prezent tehnica măsurării dimensiunilor pieselor, sarcinilor, deformațiilor și eforturilor unitare este foarte avansată, iar marile întreprinderi și institutele de cercetări dispun de mașinile și aparatajul necesar. Cum însă, în majoritatea cazurilor, nu este posibil să se realizeze în laborator condițiile efective de exploatare, se pot folosi sarcini mărite care reduc durata încercărilor, permițînd prin aplicarea calculului probabilităților (statisticii matematice) să se stabilească coeficienți sau norme practice de corelație. Formulele expuse, avînd la bază curba de oboseală a materialelor, prezintă avantajul că permit folosirea cu ușurință a sarcinilor mărite. Rezultatele se pot îmbunătăți prin ținerea sub observație a organelor respective în condițiile de exploatare normală la beneficiar. Încercările de laborator și exploatare pot aduce precizări deosebit de prețioase asupra duratei de funcționare *h*. Această problemă poate fi relativ ușor rezolvată pentru organele de mașini, existînd multe precedente: durata de funcționare a rulmenților, în ore, a anvelopelor de automobil, în kilometri parcurși etc. Bine precizată prin verificarea formulelor, durata de funcționare a organelor de mașini poate fi chiar normată, ceea ce permite alegerea calității materialului și a celorlalte elemente de proiectare (fabricație) din prima parte a relațiilor stabilite, astfel încît aceasta să fie realizată cît mai economic.

Tabela 1

Capacitățile de încărcare dinamică și duratele de funcționare la angrenajele cilindrice cu dinți înclinați ($\beta = 8°06'34''$) de la reductoarele cu o treaptă de demultiplicare

Distanța dintre axe A, mm	Duritatea flancului dinților, HB	Raportul de transmitere, i	K_0	Capacitatea de încărcare dinamică, C_1	Puterea la arborele conducător P_1, CP	Turația arborelui conducător n_1, rot/min	Durata de funcționare h, ore
100	200	2,81	0,4	182 000	3,54	1 000	9 300
150				615 000	10,20		14 900
200				1 455 000	24,50		14 500
250				2 835 000	47,50		14 700
300				4 925 000	76		14 500
100	200	4,5	0,4	148 000	1,90	1 000	8 000
150				496 000	5		15 500
200				1 180 000	12,90		13 000
250				2 310 000	25,80		12 100
300				4 150 000	43,50		14 700

Observații: Capacitatea de încărcare dinamică și durata de funcționare s-au calculat cu relația (14′) folosind pentru A, K_0, i, P_1, n_1, h, valorile din [5]. Duritatea HB = 200 s-a luat pentru oțel OL C 45 [5]. În cazul raportului de transmitere i = 2,81 s-a ales din [2], valoarea $K_r = 1,05$ în funcție de raportul $\frac{L}{D_{p1}} = 0,76$; iar pentru $i = 4,5$ și raportul $\frac{L}{D_{p1}} = 1,10$ (poziția pinionului simetrică față de lagăre) s-a găsit $K_r = 1,12$.

Coeficientul dinamic $K_d = 1,1$ corespunde la vitezele 3–8 m/s, HB = 200 kgf/mm² și precizia de prelucrare normală (după Peredaci zațepleniem de L. D. Ciasovnikov, Ed. 1961) pentru toate distanțele axiale din tabelă cu excepția lui A = 300 mm (la i = 2,81), la care v = 8,3 m/s, iar $K_d = 1,18$. Pentru coeficientul caracterului încărcării K_2 s-a ales valoarea medie $K_2 = 1,1$ după metoda U.Z.T.M. Durata de funcționare h rezultată din calcul prezintă variații față de valoarea medie h = 14 000 ore. Cauza este atribuită erorilor de calcul la puterile P_1 date în [5], iar justificarea constă în aceea că raportul puterilor corespunzătoare la două distanțe axiale succesive (la același raport de transmitere) trebuie să fie egal cu puterea a treia a raportului celor două distanțe axiale considerate.

Aplicînd această condiție la prima grupă de distanțe axiale, rezultă:

$$P_{150} = \left(\frac{150}{200}\right)^3 P_{200} = 0,4218 \cdot 24,5 = 10,35 \text{ CP}$$

și

$$P_{100} = \left(\frac{100}{150}\right)^3 P_{150} = 0,298 \cdot 10,35 = 3,1 \text{ CP}.$$

Apoi, la cea de a doua grupă:

$$P_{250} = \left(\frac{250}{300}\right)^3 43,5 = 0,582 \cdot 43,5 = 25,4 \text{ CP};$$

$$P_{200} = \left(\frac{200}{300}\right)^3 25,4 = 13 \text{ CP};$$

$$P_{150} = \left(\frac{150}{200}\right)^3 13 = 5,5 \text{ CP}; \quad P_{100} = \left(\frac{100}{150}\right)^3 5,5 = 1,63 \text{ CP}.$$

Cu aceste valori se obține o uniformizare a duratelor de funcționare. Astfel: h = 13 800 în loc de 9 300; h = 12 500 în loc de 8 000 și h = 12 900 în loc de 12 000 ore.

Tabela 2

Capacitățile de încărcare dinamică și duratele de funcționare la arborii conducători ai reductoarelor cu o treaptă de demultiplicare

A	i	σ_{-1}, kgf/cm²	Lungimea arborelui între reazeme l_1, mm	Diametrul calculat d, mm	Diametrul rotunjit conform STAS d, mm	C_1 pentru d calculat	C_1 pentru d rotunjit	P_1, CP	n_1, rot/min	h pentru d calculat	h pentru d rotunjit
100			105	19,7	20	1 865	1 950	3,54		10 500	17 000
150			130	26,8	30	5 200	7 280	10,20	1 000	8 000	157 000
200	2,81	2 850	150	35	35	12 300	12 300	24,50		6 900	6 900
250			180	43,2	45	24 500	26 600	47,50		6 500	18 700
300			200	50,9	55	39 600	50 000	76		6 000	43 200
100			105	17,7	20	1 010	1 425	1,9		10 500	279 000
150			130	23,1	25	2 550	3 230	5		8 200	68 500
200	4,5	2 850	150	30,6	35	6 425	9 600	12,9	1 000	6 500	230 000
250			180	37,8	40	12 860	15 150	25,8		6 700	28 300
			200	44,8	45	21 500	21 800	43,5		6,200	7 200

Observații : Calculul diametrelor s-a efectuat la oboseală (torsiune cu încovoiere) considerîndu-se $(\sigma_{-1})_{ai} = 530$ kgf/cm² ; (OL C 45) și poziția pinionului la mijlocul deschiderii l_1 ; ($M_0 = 71\,620$).$\frac{P}{n}\sqrt{\left[\left(\frac{l_1 \operatorname{tg} \alpha + D_p \sin \beta}{2\, D_p \cos \beta}\right)^2 + \frac{l_1^2}{4D_p^2} + \alpha_1^2\right]}$.

— Valoarea coeficientului $\alpha_1 = \frac{(\sigma_{-1})_{ai}}{(\sigma_0)_{ai}} = 0{,}6$.

— Capacitatea de încărcare dinamică C_1 și durata de funcționare h s-au calculat cu formula (40), în care s-au înlocuit: $a = b = \frac{l_1}{2}$ $\beta = 8^\circ\, 06'34''$; $\alpha = 20^\circ$; coeficienții K_r, K_d, K_2 cu valorile arătate în tabela 1. Coeficientul $c = C_{i_1} C_\sigma C_{t_1} C_{t_2} C_{r_2} C_{r_3} = 1{,}1 \cdot 1{,}75 \cdot 1{,}14 \cdot 1{,}1 \cdot 1{,}2$ C_{r_3}, în care pentru C_{r_3} s-au introdus valorile corespunzătoare fiecărui diametru, în ordinea : 1,08 ; 1,12 (1,11) ; 1,15 ; 1,17 (1,16) ; 1,19.

— Rezistența la oboseală σ_{-1} s-a calculat cu relația : $\sigma_{-1} = 0{,}44\, \sigma_r = 0{,}44.6\,500 = 2\,850$ kgf/cm². Valorile relativ depărtate de valoarea medie a duratei de funcționare h corespunzătoare diametrelor calculate la A = 100 mm se explică la fel — în cazul angrenajelor. (Dacă se recalculează diametrele și capacitatea de încărcare pentru $P_1 = 3{,}1$ CP în loc de 3,54 CP rezultă h = 6 500 ore, valoare foarte apropiată de valoarea medie).

— Se remarcă creșterea rapidă a capacității de încărcare dinamică, dar mai ales a duratei de funcționare la creșteri relativ mici ale diametrelor, precum și pericolul pe care îl prezintă rotunjirile în minus ale dimensiunilor rezultate din calcul.

BIBLIOGRAFIE

[1] Arvid Palmgren. *Les roulments à billes et à rouleaux.* Traducere din limba suedeză. Praga, Dr. Gregr & Fils. [2] Polikov, B. C. și alții. *Detali mașino* Mașghiz, 1954. [3] Thomas, K. A. *Die Tragfähigkeit der Zahnräder.* München, 1950. [4] Reșetov, D. N. *Detali mașino.* Moscova, 1961. [5] Vasiliev, V. Z. și alții. *Spravocinie tablițî po detaliam mașin.* Moscova, 1961. [6] Seleșteanu, Al. *Principiile și metodele de proiectare rațională, mijloc eficient pentru îmbunătățirea calității mașinilor.* În : Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 5, 1961.

CZ 621.923–719

Rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat

Conf. GHERMAN DRĂGHICI
Candidat în științe tehnice
Institutul politehnic – Brașov

Mărirea productivității muncii și scăderea prețului de cost sînt strîns legate de micșorarea timpului de lucru de mașină și a timpului auxiliar.

Micșorarea timpului de lucru de mașină se poate realiza prin mai multe căi, dintre care una — care atrage după sine încă o serie de alte avantaje — este confecționarea semifabricatelor cu formă cît mai apropiată de aceea a piesei finite, deci cu un adaos de prelucrare cît mai mic. În felul acesta prelucrările prin așchiere de degroșare și finisare cu scule metalice se pot elimina, efectuîndu-se numai prelucrările de finisare prin rectificare, prin care se obține o calitate a suprafeței prelucrate mult superioară aceleia obținute prin prelucrările de așchiere cu scule metalice.

Calitatea suprafeței influențează la rîndul ei în mare măsură proprietățile fizico-mecanice ale pieselor (rezistența la uzură, la oboseală, la coroziune etc.), precum și precizia și calitatea produselor.

O metodă tehnologică modernă de prelucrare prin rectificare, care asigură obținerea unei calități superioare a suprafeței prelucrate, o economie de discuri abrazive și o micșorare a timpului auxiliar, deci mărirea productivității și scăderea prețului de cost, este rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat.

Prelucrarea prin rectificare a metalelor este larg răspîndită, cu toate că procesele fizice care au loc la rectificare sînt mai complicate și foarte puțin studiate din punct de vedere teoretic, în comparație cu celelalte metode de prelucrare prin așchiere a metalelor.

În această lucrare autorul a încercat să studieze teoretic și experimental unele fenomene fizice, care au loc în timpul rectificării obișnuite și al rectificării cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat.

Astfel se studiază : influența introducerii lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat asupra :

— durabilității proprietăților așchietoare ale discului de rectificat ;

— calității suprafeței rectificate ;

— schimbării structurii stratului superficial al suprafeței rectificate ;

— productivității specifice.

Explicația teoretică a fenomenelor fizice care au loc la rectificarea și introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat. Așchierea metalelor prin rectificare se caracterizează prin aceea că îndepărtarea unui strat de metal de pe suprafața piesei ce se prelucrează se efectuează de către un număr foarte mare de muchii așchietoare ale granulelor abrazive, la viteze de așchiere foarte mari (20–60 m/s). Geometria părții așchietoare a granulelor este foarte diferită, unghiul de la vîrf variind între 45 și 130° [1], iar unghiul de degajare fiind totdeauna negativ. Muchia așchietoare a granulelor nu este ascuțită ci are o rază de 8–14 μ.

Cu această geometrie a părții așchietoare și la viteze foarte mari de așchiere, masa de granule abrazive de pe periferia discului de rectificat îndepărtează prin răzuire un mare număr de așchii foarte subțiri de pe suprafața piesei ce se prelucrează. Datorită presiunilor mari de contact și a lucrului mecanic mare de frecare dintre granulele abrazive și suprafața ce se prelucrează a piesei, precum și din cauza deformațiilor elastice și remanente, în zona de așchiere apar temperaturi pînă la 1 000–1 200°C. Din cauza vitezei mari de așchiere nu s-a putut stabili încă balanța termică din zona de așchiere ; se poate presupune însă că, la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, cantitatea cea mai mare din căldura degajată în zona de așchiere se scurge în piesa ce se prelucrează și în mediul înconjurător, iar în așchie și sculă mult mai puțin decît la strunjire.

Aceasta se explică prin faptul că coeficientul de conductibilitate termică a materialului abraziv este mai mult de zece ori mai mic decît acela al metalului. Astfel, la discurile abrazive confecționate din electrocorindon acest coeficient este de 1,7 kcal/m h°C, la discurile din carbură de siliciu de 3,5 kcal/m h°C, iar la oțelul de construcții OL50, de 50 kcal/m h°C. De asemenea, sursa de căldură stă tot timpul în contact cu piesa ce se prelucrează, iar cu grăuntele abraziv numai un timp egal cu :

$$\tau = \frac{L}{1000\, V_d}\ \mathrm{s},$$

în care : L este lungimea segmentului în lungul căruia granula abrazivă este în contact cu piesa, mm ; V_d — viteza periferică a discului de rectificat, m/s.

Cantitatea de căldură ce se scurge în piesa ce se prelucrează încălzește stratul superficial al acesteia pînă la o temperatură mai mare decît punctul critic de transformare A_3, ceea ce produce călirea secundară sau chiar arderea metalului, precum și microfisuri, pe adîncimi de 0,02—4 mm. Pericolul de apariție al microfisurilor este cu atît mai mare cu cît încălzirea stratului superficial este mai mare și cu cît răcirea acestuia se face mai brusc. Microfisuri apar și în grăunții abrazivi, provocînd spargerea acestora și în consecință micșorarea rapidă a durabilității proprietăților așchietoare ale discului abraziv [2].

La rectificarea cu răcire prin exteriorul discului de rectificat nu se pot înlătura aceste fenomene, mai ales atunci cînd rectificarea se face cu un regim de lucru greu, întrucît lichidul de răcire-ungere nu poate pătrunde nemijlocit în zona de așchiere. Temperatura în zona de așchiere fiind de 1 000—1 200°C moleculele de apă care ajung în această zonă se evaporă instantaneu și formează o perdea de vapori care împiedică scurgerea căldurii în lichidul de răcire-ungere, favorizînd astfel menținerea unei temperaturi ridicate în zona de așchiere. Acțiunea lichidului de răcire-ungere se reduce la răcirea bruscă a suprafeței piesei și a granulelor abrazive ale discului rectificat, după ce ele au ieșit din zona de așchiere, provocînd călirea secundară și apariția microfisurilor.

La rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, aceste fenomene dăunătoare sînt înlăturate datorită faptului că lichidul de răcire-ungere intră chiar în zona de așchiere, în jurul granulei abrazive care așchiază, putînd astfel foarte ușor să absoarbă o mare cantitate din căldura degajată și favorizînd în același timp menținerea peliculei protectoare de sulfură de siliciu formată în jurul granulei abrazive [4], care are un dublu rol și anume acela de a împiedica uzura granulei abrazive atît prin difuziune cît și prin adeziune și de a micșora frecarea dintre muchia așchietoare a granulei și metalul ce se așchiază. După cum reiese din rezultatele experimentale obținute de autor, cît și din cele obținute de laboratorul de cercetări științifice în construcția de mașini-unelte și scule de pe lîngă Institutul politehnic A. A. Jdanov din Gorki [3], efectul cel mai important pe care-l are introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este acela de a micșora frecarea dintre granula abrazivă și metalul ce se așchiază. Datorită acestui fapt cantitatea de căldură ce se degajă în zona de așchiere este mai mică, ceea ce duce la înlăturarea fenomenelor dăunătoare care apar la rectificarea cu răcirea obișnuită, prin exteriorul discului de rectificat.

La micșorarea durabilității proprietăților așchietoare ale discului de rectificat precum și la înrăutățirea calității suprafeței prelucrate, contribuie și îmbîcsirea porilor discului de rectificat cu așchiile desprinse de pe piesa ce se rectifică.

În cazul răcirii obișnuite, cea mai mare parte dintre așchii se îndepărtează cu lichidul de răcire-ungere ; o parte din ele, însă, intră în stare incandescentă în porii discului și se lipește de pereții acestora. Dacă aceste așchii nu sînt înlăturate, porii se înfundă, muchiile așchietoare ale granulelor abrazive sînt acoperite, proprietățile așchietoare ale discului de rectificat scad, productivitatea scade, forța de frecare dintre suprafața piesei și a discului de rectificat se mărește ; temperatura crește foarte mult în zona de contact, ceea ce duce la apariția fenomenelor dăunătoare, la nevoia îndreptării frecvente a discului de rectificat cu diamantul pentru a restabili proprietățile așchietoare ale granulelor abrazive precum și la un consum mare de discuri de rectificat.

În cazul rectificării cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, îmbîcsirea porilor cu așchii este înlăturată. Coloana de lichid din microcanale din interiorul discului abraziv apasă — datorită forței centrifuge — asupra așchiilor care ar intra în porii discului (respectiv în capătul microcanalelor) și le îndepărtează. La rectificarea cu un disc de rectificat cu diametrul de 500 mm, în care diametrul microcanalelor între granulele abrazive din interiorul discului de rectificat este de circa 0,5 mm, la o viteză de așchiere de 30 m/s, forța centrifugă este (dacă greutatea specifică a lichidului de răcire-ungere este egală cu 1 g/cm³) :

$$C = \frac{mv^2}{R} = \frac{0{,}05 \cdot 30^2}{0{,}25} \approx 1{,}8 \text{ kgf}.$$

Această forță este deci suficient de mare pentru a îndepărta așchiile, evitînd astfel îmbîcsirea porilor discului de rectificat, fapt care contribuie și la îmbunătățirea calității suprafeței piesei ce se prelucrează.

Măsurarea temperaturii în zona de așchiere la rectificare este foarte dificilă. Faptul că, la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, temperatura în zona de așchiere este mai mică și că în piesă se scurge o cantitate mai mică de căldură decît în cazul rectificării cu răcirea obișnuită, prin exterior, reiese și din rezultatele experimentale ale lui A. I. Rivkin [5] care a constatat că temperatura pieselor rectificate după metoda obișnuită a crescut de la 18°C (cît avea prima piesă) pînă la 50°C (temperatura următoarelor piese). La rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, temperatura tuturor pieselor rectificate a fost aceeași. Aceasta ușurează mult măsurarea dimensiunii pieselor, întrucît nu mai este necesar să se țină seama de deformația termică a acestora.

Instalația experimentală. Experiențele s-au efectuat pe o mașină de rectificat exterior și interior cilindric universală, tip Cugir (1947).

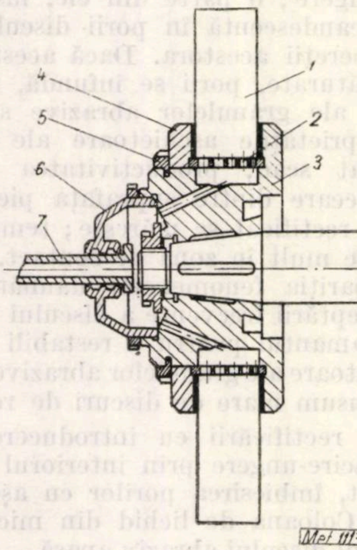


Fig. 1

Discul de rectificat cu liant ceramic (cu granulația de 60 și duritatea II b) a fost fixat pe axul mașinii într-un dispozitiv special (fig. 1).

Discul de rectificat *1* s-a fixat pe bucșa cilindrică *2* prevăzută pe toată periferia ei cu găuri de 5 și 10 mm diametru, dispuse (fig. 2) astfel încît să se asigure o distribuire uniformă a lichidului de răcire-ungere pe toată periferia discului de rectificat.

Pentru evitarea unei uzuri pronunțate a bucșei *7* în corpul capacului *6* și pentru asigurarea în același timp a unei etanșeități corespunzătoare, aceasta se poate confecționa din relon.

Pentru a se înlătura pericolul de înfundare a microcanalelor cu particulele mici abrazive sau de liant desprins din corpul discului de rectificat precum și cu așchiile care sînt antrenate de lichidul de răcire-ungere, acesta trebuie curățat — așa cum recomandă și literatura de specialitate — fie prin decantare, filtrare, fie cu ajutorul unei instalații centrifugale sau cu rotor magnetic.

În lipsa unor astfel de instalații, curățirea lichidului de răcire-ungere s-a făcut prin filtrare printr-un strat format din așchii de fontă și prin decantare (fig. 3).

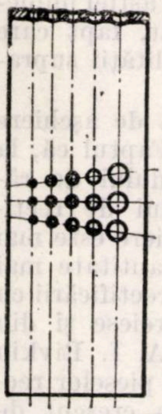


Fig. 2

Cea mai mare parte dintre corpurile străine din lichidul de răcire-ungere rămîne în filtrul format din așchiile de fontă.

În compartimentul *4* din cel de al doilea bazin în care se află instalată pompa, lichidul de răcire-ungere are un grad de puritate de aproape 100%.

Metodica de măsurare a uzurii discului de rectificat. Pentru măsurarea uzurii discului de rectificat, s-a rectificat un arbore din OL 60

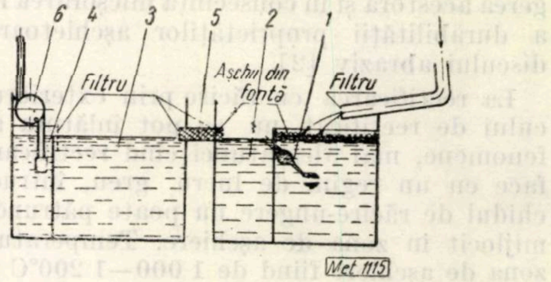


Fig. 3

cu diametrul de 75 mm și cu lungimea de 400 mm, călit, cu duritatea de HRC=55 și un arbore din oțel rapid R 9 călit cu duritatea de HRC = 60.

Rectificarea s-a făcut după metoda de rectificare cu avans longitudinal al piesei și avans transversal al discului de rectificat (fig. 4), cu următorul regim de lucru: V_d=22 m/s ; V_v=20 m/min ; s_{rad} = 0,02 mm /cursă dublă a piesei ; s_{long} = 0,3 *B* mm/rot, în care *B* este lățimea discului de rectificat.

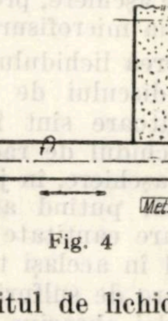


Fig. 4

Debitul de lichid de răcire-ungere a fost de 7 l/min.

Măsurarea uzurii discului de rectificat s-a făcut în funcție de timpul de lucru, astfel : la unul

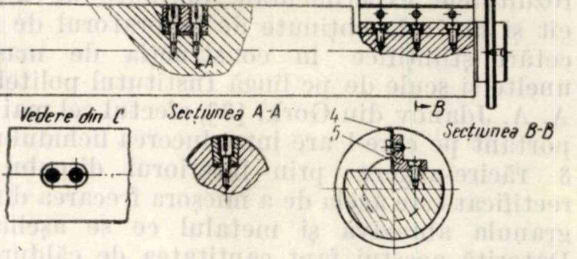


Fig. 5

dintre capetele arborelui ce se prelucrează *1*, s-a fixat prin presare un disc *6* cu diametrul de 90 mm și cu lățimea de 6 mm (fig. 5).

De asemenea, pe corpul saniei transversale port-disc de rectificat s-a fixat comparatorul cu cadran C cu diviziunile 1–100, iar pe corpul păpușii mobile s-a fixat un opritor P cu suprafața plană F rectificată paralel cu ghidajele batiului mașinii (fig. 6). Înainte de a se fi început rectificarea arborelui 1, s-a îndreptat discul de rectificat cu diamantul și s-a rectificat suprafața exterioară a discului *6*, pentru a se asigura concentricitatea acesteia față de axa de rotație a arborelui *1*.

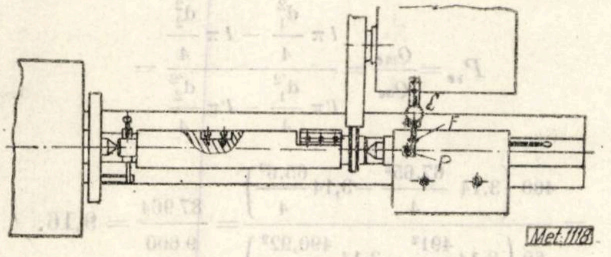


Fig. 6

În acel moment palpatorul comparatorului cu cadran C a atins suprafața plană F a opritorului P, iar cadranul cu gradația 0 s-a adus în dreptul acului indicator. S-a întrerupt rectificarea numai atunci cînd numărul scînteilor s-a redus în zona de așchiere.

După ce mașina a fost reglată pentru măsurarea uzurii discului de rectificat în funcție de timpul de lucru τ s-a început rectificarea arborelui *1*.

După un timp de lucru τ în care s-a îndepărtat un strat de metal de 0,3 mm de pe suprafața ce se rectifică, s-a întrerupt rectificarea și discul de rectificat s-a readus în dreptul discului *6*, pînă cînd a atins foarte puțin suprafața acestuia. De data aceasta acul indicator al comparatorului cu cadran nu s-a oprit în dreptul gradației 0 de pe cadran ci în dreptul unei diviziuni oarecare, care a indicat tocmai mărimea cu care s-a uzat discul de rectificat după timpul de lucru τ.

S-a continuat rectificarea arborelui *1* (fără a se fi îndreptat cu diamantul discul de rectificat), după care s-a mai îndepărtat un strat de metal de 0,3 mm. După aceea s-a măsurat din nou uzura discului de rectificat. Cu datele obținute s-a construit curba de variație a uzurii în funcție de timpul de lucru.

După cum se știe, la rectificarea după metoda cu avans longitudinal al piesei și avans transversal al discului de rectificat, discul de rectificat nu se uzează uniform pe toată suprafața cu care rectifică. Pentru a se determina profilul discului de rectificat-uzat, înainte de îndreptarea lui cu diamantul s-a apropiat de lamela *4* (fig. 5) din tablă (de 1 mm grosime) care s-a rectificat cu avans transversal pînă cînd discul de rectificat a prelucrat cu toată suprafața. În felul acesta pe lamelă s-a copiat profilul discului de rectificat (fig. 7).

Experiențele s-au repetat întocmai și în cazul rectificării obișnuite cu răcirea prin exteriorul discului de rectificat. Variația uzurii s-a reprezentat pe aceeași diagramă, pentru a se vedea mai bine avantajele rectificării cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat.

Măsurarea calității suprafeței rectificate. Pe măsură ce discul de rectificat se uzează, calitatea suprafeței rectificate în prima perioadă de timp (10–20 min) se înrăutățește, apoi se îmbunătățește tot mereu, întrucît grăuntele abraziv așchiază cu o muchie așchietoare lată.

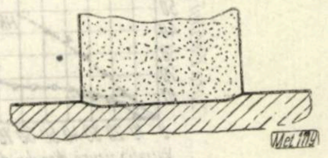


Fig. 7

După fiecare măsurare a mărimii uzurii discului de rectificat s-a măsurat și calitatea suprafeței rectificate, cu ajutorul microscopului-dublu Linnik.

Variația calității suprafeței prelucrate în funcție de timp se reprezintă într-o diagramă separată.

Studierea calității stratului superficial. Pentru a se putea studia calitatea stratului superficial, în arborele *1* s-a frezat un canal longitudinal trapezoidal (fig. 5). Din același material din care este confecționat arvorele *1*, s-a confecționat o probă fixată în arborele *1* cu ajutorul șuruburilor *3*.

De fiecare dată cînd s-a măsurat uzura discului de rectificat și calitatea suprafeței rectificate, s-a urmărit calitatea stratului superficial la un microscop metalografic, după metoda clasică cunoscută.

Determinarea productivității specifice. Superioritatea noii metode de răcire reiese din determinarea productivității specifice realizate la rectificarea cu răcirea artificială obișnuită și la cea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat.

Productivitatea specifică este exprimată prin relația :

$$P_s = \frac{Q_m}{Q_a},$$

în care : Q_m este volumul de metal îndepărtat de pe piesele ce s-au prelucrat în perioada de timp dintre două îndreptări ale discului de rectificat, mm^3; Q_a — volumul de abraziv consumat pentru îndepărtarea volumului de metal Q_m, mm^3.

Rezultatele experimentale. Regimul de lucru cu care s-au făcut experiențele a fost următorul : viteza de așchiere a discului de rectificat $V_d = 22$ m/s ; viteza periferică a piesei $V_p = 20$ m/min ; avansul longitudinal $s_1 = 0{,}4$ din lățimea discului de rectificat (egală cu 60 mm); adîncimea de aşchiere $p = 0{,}02$ mm/o cursă dublă.

Variaţia uzurii discului de rectificat la rectificarea barei din **OL 60** cu duritatea HRC =55,

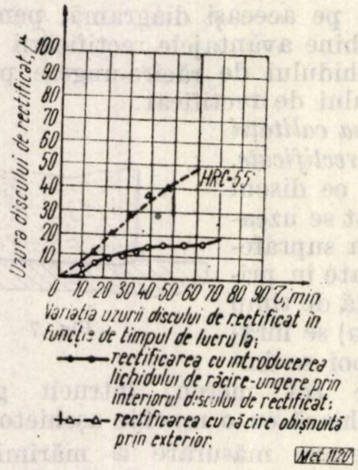


Fig. 8

în funcţie de timpul de lucru, la rectificarea cu răcirea artificială obişnuită şi introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este reprezentată în diagrama din figura 8.

Din această diagramă se constată că la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, uzura este de numai 18 μ, după un timp de lucru egal cu 60 min, pe cîtă vreme la rectificarea cu răcirea obişnuită, este de 50 μ adică de trei ori mai mare. Uzura a fost uniformă pe toată periferia discului de rectificat.

Dacă se admite ca limita uzurii maxime admisibile să fie de 16 μ, se constată (fig. 8) că durabilitatea proprietăţilor aşchietoare ale discului de rectificat la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este de 60 min, iar la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior este numai de 15 min adică de 4 ori mai mică.

Productivitatea specifică de rectificare cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este egală cu:

$$P_{si} = \frac{Q_{mi}}{Q_{ai}} = \frac{l\pi\frac{d_1^2}{4} - l\pi\frac{d^2}{4}}{l'\pi\frac{d_1'^2}{4} - l'\pi\frac{d_2'^2}{4}} =$$

$$= \frac{400\left(3.14\,\frac{65{,}6^2}{4} - 3{,}14\frac{62{,}4^2}{4}\right)}{60\left(3{,}14\,\frac{490^2}{4} - 3{,}14\frac{489{,}968^2}{4}\right)} = \frac{128\,400}{6\,007{,}8} = 21{,}4$$

în care: l este lungimea barei ce s-a rectificat, mm; l' — lăţimea discului de rectificat, mm; d_1, d_2 — diametrul barei la începutul, respectiv la sfîrşitul prelucrării, mm; d_1', d_2' — diametrul discului de rectificat la începutul, respectiv la sfîrşitul prelucrării, mm.

Productivitatea specifică la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior P_{se} este egală cu:

$$P_{se} = \frac{Q_{me}}{Q_{ae}} = \frac{l\pi\frac{d_1^2}{4} - l\pi\frac{d_2^2}{4}}{l'\pi\frac{d_1'^2}{4} - l'\pi\frac{d_2'^2}{4}} =$$

$$= \frac{400\left(3{,}14\,\frac{67{,}65^2}{4} - 3{,}14\frac{65{,}6^2}{4}\right)}{60\left(3{,}14\frac{491^2}{4} - 3{,}14\frac{490{,}92^2}{4}\right)} = \frac{87\,964}{9\,600} = 9{,}16.$$

Dacă se face raportul productivităţilor specifice $\frac{P_{si}}{P_{se}}$ rezultă că productivitatea specifică la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului este mai mare de 2,34 ori decît în cazul rectificării cu răcirea obişnuită prin exterior.

Variaţia calităţii suprafeţei prelucrate în funcţie de timpul de lucru este redată în diagrama din figura 10; se constată că la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat, după un timp de lucru egal cu 52 min, atunci cînd uzura discului de rectificat a atins valoarea de 15 μ, înălţimea medie a microasperităţilor a fost $H_{med} = 1{,}16$ μ.

La rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior, după un timp de lucru egal cu 47 min, atunci cînd uzura discului de rectificat a atins valoarea de 40 μ, înălţimea medie a microasperităţilor a fost $H_{med} = 2{,}37$ μ.

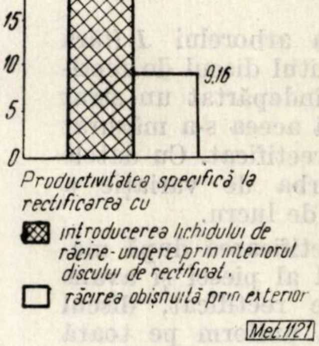


Fig. 9

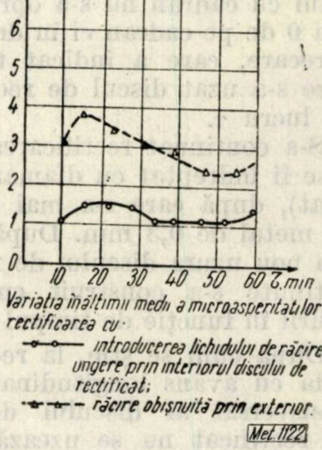


Fig. 10

În ambele cazuri, după cum rezultă din diagrama din figura 10, înălţimea medie a microasperităţilor creşte în primele 10–20 min de lucru, după care scade mereu, pe măsură ce raza de la vîrful granulei abrazive se măreşte. Cînd se intră în zona uzurii catastrofale, calitatea suprafeţei se înrăutăţeşte.

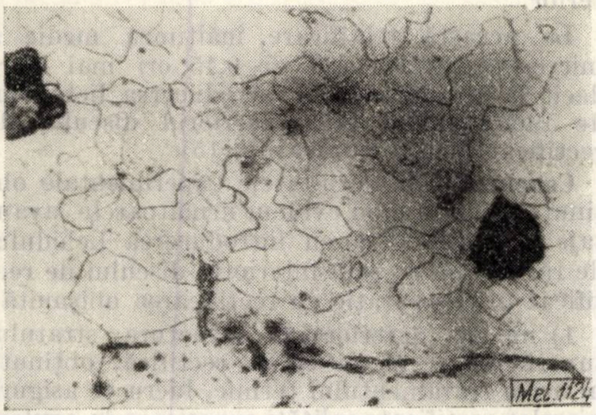


Fig. 11

Aşa după cum s-a arătat, la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior, temperatura în zona de aşchiere fiind mai mare decît temperatura din punctul A_3, în stratul superficial s-a modificat structura iniţială a materialului obţinută prin tratamentul termic.

Studiul la microscop a arătat că structura iniţială este formată din ferită (de culoare albă) şi insule mici de perlită (culoare închisă) (fig. 11). În perlită, cementita se găseşte sub formă globulară.

Din cauza temperaturii din zona de aşchiere, mai mare decît temperatura punctului critic A_3 şi a unei răciri bruşte cu lichidul de răcire-ungere, a apărut în stratul superficial o structură sorbitică (fig. 12).

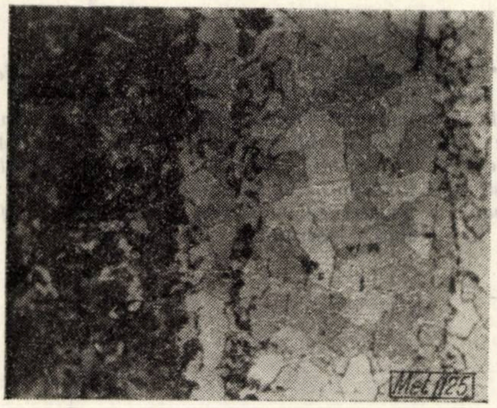


Fig. 12

Prezenţa de structuri diferite în masa oţelului determină apariţia de tensiuni interne şi pete dure pe suprafaţa piesei prelucrate, care reduc rezistenţa la uzură a piesei.

La rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, structura stratului superficial nu se modifică (fig. 11).

La rectificarea barei de oţel rapid R9 călit la o duritate HRC = 60, uzura discului de rectificat a fost mai intensă, după cum se vede în diagrama din figura 13.

După un timp de lucru egal cu 30 min, uzura discului de rectificat la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este de 38 μ, pe cîtă vreme la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior este de 85 μ adică de 2,25 ori mai mare.

La rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat, în timpul celor 30 min de lucru a fost îndepărtat un adaos de prelucrare egal cu 0,4 mm. Acelaşi adaos de prelucrare de 0,4 mm a putut fi îndepărtat la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior numai în 56 min, adică într-un timp de lucru aproape de două ori mai mare, în care uzura discului a atins o valoare egală cu 85 μ. Adîncimea de aşchiere în acest caz nu a fost mai mare de 0,005 mm la o cursă dublă.

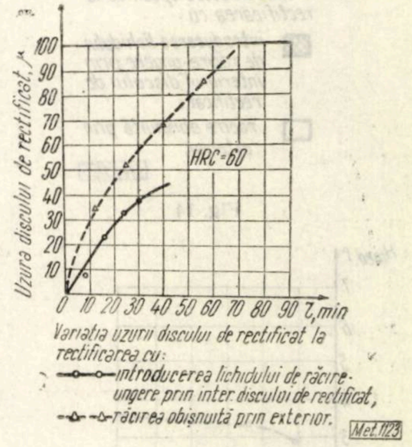


Fig. 13

Productivitatea specifică la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este egală cu:

$$P_{si}=\frac{Q_{mi}}{Q_{ai}}=\frac{l\pi\frac{d_1^2}{4}-l\pi\frac{d_2^2}{4}}{l'\pi\frac{d_1'^2}{4}-l'\pi\frac{d_2'^2}{4}}=$$

$$=\frac{600\left(3,14\frac{72,4^2}{4}-3,14\frac{72^2}{4}\right)}{60\left(3,14\frac{488^2}{4}-3,14\frac{487,994^2}{4}\right)}=\frac{27\,204,96}{21\,936}=7,71.$$

Productivitatea specifică la rectificarea obişnuită prin exterior este egală cu :

$$P_{se}=\frac{Q_{me}}{Q_{ae}}=\frac{l\pi\frac{d_1^2}{4}-l\pi\frac{d_2^2}{4}}{l'\pi\frac{d_1'^2}{4}-l'\pi\frac{d_2'^2}{4}}=$$

$$=\frac{600\left(3{,}14\frac{70{,}6^2}{4}-3{,}14\frac{70{,}2^2}{4}\right)}{60\left(3{,}14\frac{486^2}{4}-3{,}14\frac{485{,}83^2}{4}\right)}=\frac{26\,326{,}72}{5\,897{,}391}=\mathbf{4{,}49.}$$

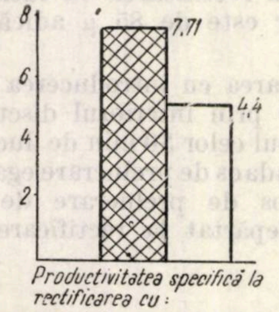


Fig. 14

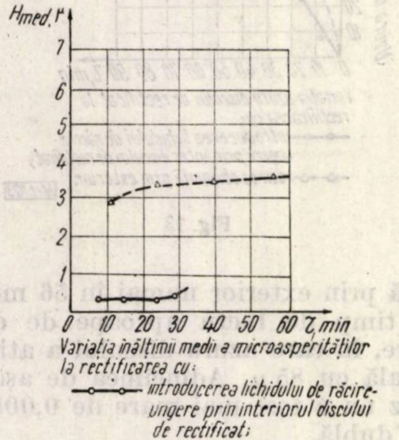


Fig. 15

Făcînd raportul productivităţilor obţinute, rezultă că productivitatea specifică la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat este de 1,71 ori mai mare decît aceea obţinută la rectificarea cu răcirea obişnuită prin exterior.

La această rectificare, înălţimea medie a microasperităţilor este de 9,15 ori mai mare decît la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat (diagrama din fig. 15).

Concluzii. Din rezultatele experimentale obţinute reies în mod evident următoarele avantaje la rectificarea cu introducerea lichidului de răcire-ungere prin interiorul discului de rectificat în comparaţie cu rectificarea obişnuită :

1) nu se deteriorează structura stratului superficial al piesei ce se rectifică, obţinută în urma tratamentului termic, lucru ce asigură pieselor rectificate calităţi superioare în exploatare ;

2) se obţine o calitate superioară a suprafeţei ;

3) se obţine o uzură a discului de rectificat de 1,5 — 3 ori mai mică ;

4) se obţine o durabilitate de 3—4 ori mai mare a proprietăţilor aşchietoare ale discului de rectificat, precum şi ;

5) o productivitate specifică de două ori mai mare.

Uzura mai mică a discului de rectificat duce la un consum mai mic de discuri de rectificat, la posibilitatea de a se lucra pe maşini reglate la dimensiune, la obţinerea unei precizii mai mari de prelucrare şi a unei calităţi superioare, precum şi la o productivitate a muncii mai mare, obţinîndu-se un preţ de cost mai scăzut al pieselor prelucrate.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Osnovnie voprosî vîskoproizvoditelnovo şlifovania*. Maşghiz, 1960. [2] G. M. Ippolitov. *Abrazivanîe instrumentîhi ih expluataţia*, Maşghiz, 1960. [3] *** *Smazo-ahlajdaiuşcie jidkosti pri tezanii metallov*. Maşghiz, 1961. [4] *B*ogucea va. *Şlifovanie metallov s padacei ohlajdaiuşcei jidkosti skvoz şlifovalnîi krug*. Maşghiz, 1959. [5] A. I. Rivkin. *Şlifovanie s padacei ohlajdaiuşcei jidkosti skvoz şlifovalnîi krug*. În : Stanki i instrument, nr. 7, 1952.

CZ 621.771 : 621.165 − 253.5

Asupra metodei de calcul al calibrării cilindrilor pentru laminarea paletelor

Ing. MAURICIU SIMŞA
Intreprinderea „Energoreparaţii”

Fabricaţia de palete necesare reparaţiei turbinelor constituie o problemă dificilă din cauza formei complicate a paletelor, a preciziei dimensiunilor şi calităţii suprafeţelor.

La întreprinderea „Energoreparaţii”, paletele de turbină se execută prin două metode tehnologice : prin aşchiere şi prin laminare.

Paletele obţinute prin aşchiere se frezează cu freze profil sau se frezează prin copiere.

Prin laminare, profilul paletei se obţine prin deformarea plastică a materialului la trecerea lui printr-o serie de cilindri profilaţi doi cîte doi. Deoarece prin laminare la cald nu se poate realiza o precizie suficientă a produselor, această operaţie este urmată de o calibrare la rece, care produce netezirea suprafeţei şi reducerea materialului la dimensiunile exacte.

Laminarea profilelor paletelor se face cu cilindri calibraţi.

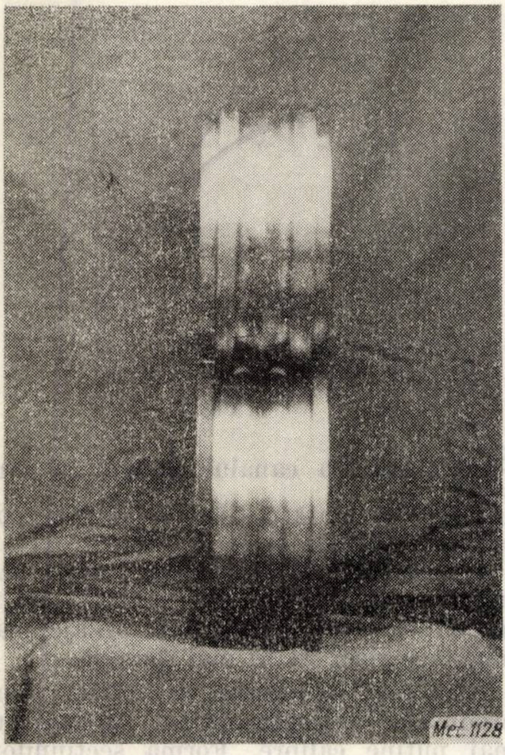


Fig. 1 *a*

Cilindrii pentru laminarea la cald (fig. 1) se confecţionează din oţel carbon OLC 60 forjat, cu diametrul de 260—300 mm şi cu lăţimea de 100—140 mm şi se călesc superficial pînă la duritatea HB = 350 — 400.

Cilindrii pentru laminarea la rece (fig. 2) se confecţionează din oţel aliat de scule 2002, H 12, SNL 3 sau C 120, cu diametre de 80—130 mm şi cu lăţimi de 90—140 mm şi se călesc în masă pînă la duritatea HRC 60—62.

Pentru obţinerea unei precizii suficiente este necesar ca la executarea calibrelor, pentru fiecare calibru să se execute o pereche de cilindri.

În acest articol se expune calculul şi dimensionarea acestor calibre, astfel încît să se asigure în final obţinerea unui profil de paletă corespunzător calitativ şi în toleranţele cerute de desen.

Variante de calibrare a cilindrilor. Pentru laminarea paletelor sînt folosite două variante : a) laminarea simplă a paletelor (fig. 3) şi b) laminarea dublă a paletelor (fig. 4).

Este preferabil ca dintre aceste două variante de laminare să se utilizeze a doua deoarece prezintă următoarele avantaje :

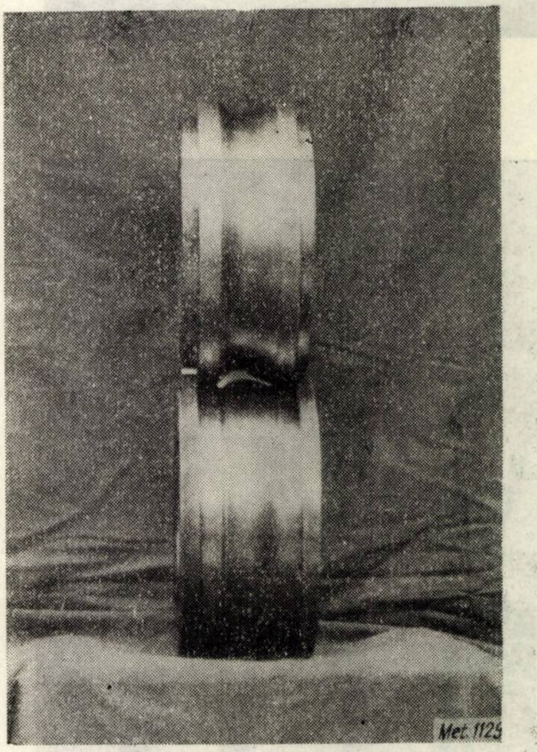


Fig. 1 *b*

— pentru acelaşi profil se obţine o productivitate dublă, deoarece în aceeaşi durată de laminare se laminează simultan două bare ;

— numărul de utilaje de laminare (cilindri, şabloane etc.) este mai scăzut față de prima variantă ;

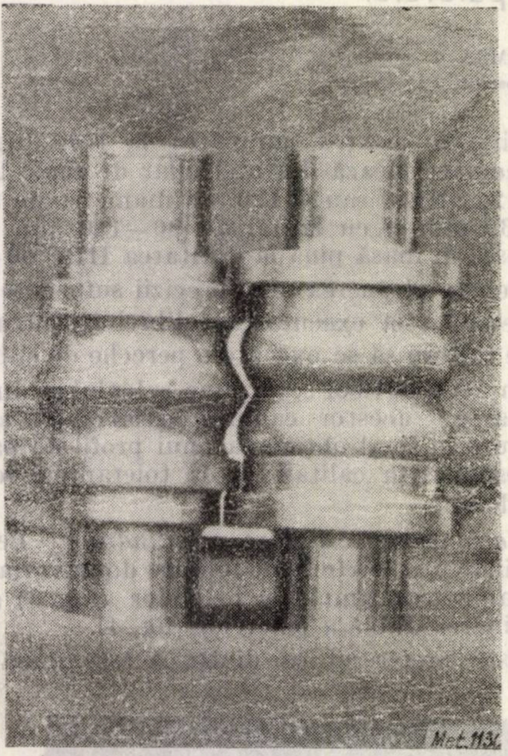


Fig. 2 a

Fig. 2 b

— laminarea fiind simetrică, eforturile axiale se echilibrează şi deci nu vor exista împingeri axiale în umerii de ghidare ai cilindrilor.

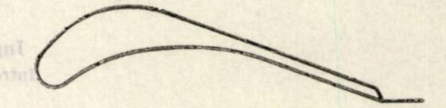


Fig. 3

Cu toate aceste avantaje sînt însă situații cînd se impune aplicarea primei variante. Practic, s-a observat că paletele care au bordul de fugă lung şi subțire în raport cu restul paletei — înțelegînd prin aceasta că grosimea paletei pe bordul de fugă *a* (fig. 5) variază între 0,8 şi 1 mm, față de 3—5 mm în porțiunea *a'*, şi că lungimea bordului de fugă *b* ar fi circa $\frac{2}{3}$ din lățimea canalului, dacă se laminează dublu — prezintă o serie de defecte cum ar fi subțieri, pete în zona *m* etc.

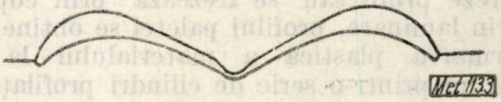


Fig. 4

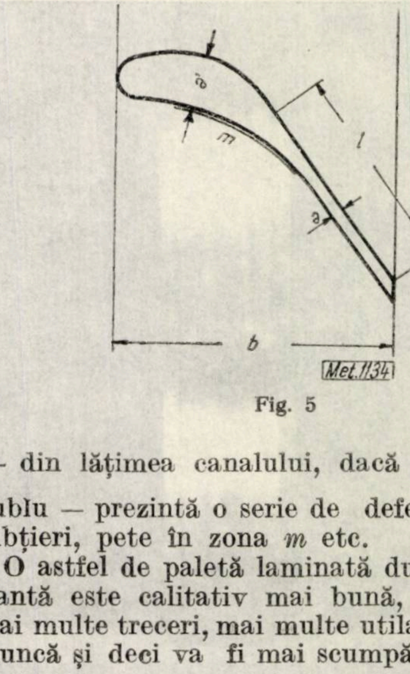


Fig. 5

O astfel de paletă laminată după prima variantă este calitativ mai bună, însă necesită mai multe treceri, mai multe utilaje, mai multă muncă şi deci va fi mai scumpă.

Stabilirea numărului de calibre. Laminarea produselor se poate obține cu mai multe sau mai puține calibre. Forma secțiunilor intermediare, repartizarea şi valoarea reducerilor pe treceri pot fi cele mai diferite. O varietate atît de mare de posibilități, precum şi lipsa unei teorii bine precizate şi a unor date experimentale suficient de complete fac ca alegerea calibrării celei mai raționale să devină deosebit de complicată.

Dintre variantele posibile de calibrare cea mai economică este aceea care se efectuează cu un număr minim de calibre, deoarece cu cît numărul de calibre este mai mic, cu atît productivitatea laminării este mai mare, şi costul utilajelor mai redus.

La întreprinderea „Energoreparaţii", la început se lamina cu un număr relativ mare de calibre; în decursul anilor s-a constatat însă că numărul lor se poate reduce ajungîndu-se în cele din urmă ca laminarea unei palete calibrată dublu să se execute în condiţii optime cu două calibre la cald şi un calibru la rece (fig. 6).

Dintre cele două calibre la cald, un calibru este degrosisor pentru aducerea barei (în general pătrată) la o secţiune dreptunghiulară, cu care se va începe profilarea, iar cel de-al doilea — calibrul prefinisor — apropie foarte mult profilul barei de profilul finit.

Calibrul la rece sau calibrul finisor are forma exactă a profilului care trebuie obţinut.

La paletele laminate simplu, este necesar — din cauza nesimetriei profilului şi a neuniformităţii deformaţiei materialului — să se folosească mai multe calibre intermediare la cald şi la rece.

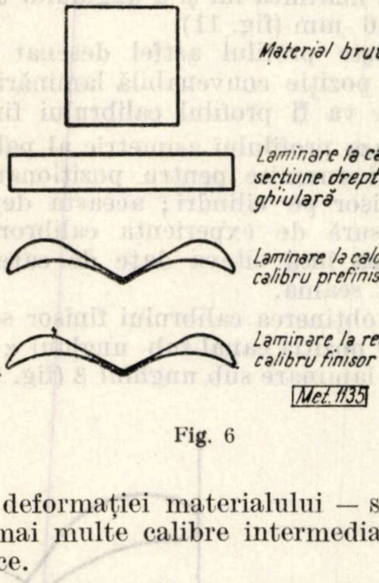

Material brut
Laminare la cald, secţiune dreptunghiulară
Laminare la cald, calibru prefinisor
Laminare la rece, calibru finisor
Met. 1135

Fig. 6

Laminarea la cald se face cu trei calibre dintre care un calibru degrosisor, pentru obţinerea secţiunii dreptunghiulare, şi două pregătitoare, pentru trecerea treptată a profilului paletei către forma finală necesară calibrării la rece (fig. 7).

Laminarea la rece se face cu trei calibre dintre care două prefinisoare şi ultimul finisor cu profilul final.

Deoarece fiecare calibru se execută pe o pereche de cilindri, ar fi destul de scump să se execute trei perechi de cilindri la cald şi trei perechi de cilindri la rece; pentru a se reduce preţul de cost se pot cupla cilindrii între ei, astfel încît să se formeze calibrele după două variante, în felul următor: 1) cilindru pentru profil extrados paletă (fig. 8); 2) cilindru pentru profil intrados paletă.

Prima variantă foloseşte acelaşi cilindru pentru profil extrados (fig. 8.1) la ambele trepte la cald, schimbîndu-se de la o treaptă la alta numai cilindrii pentru profil intrados (fig. 8.2), cărora li s-a modificat profilul; la fel şi la rece.

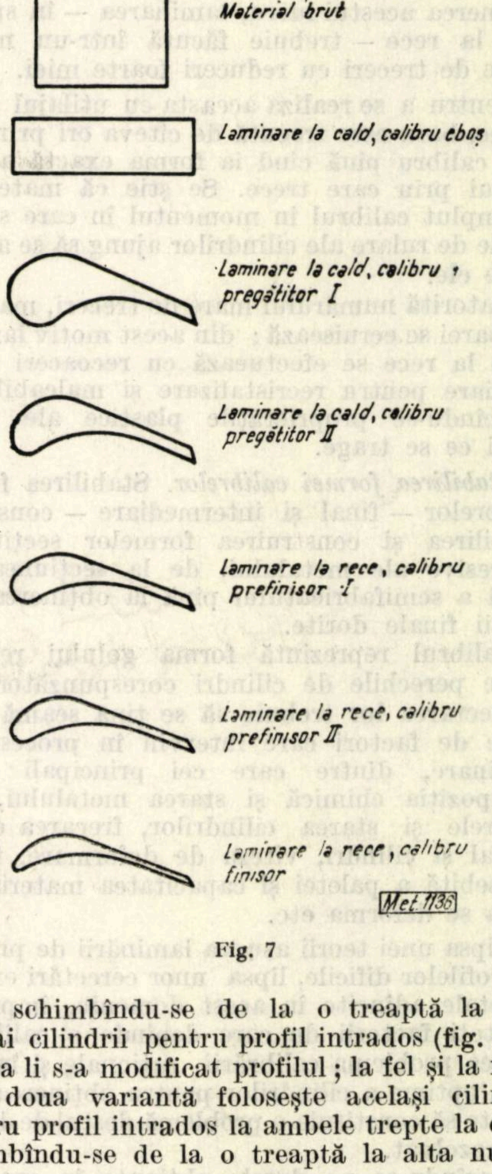

Material brut
Laminare la cald, calibru eboş
Laminare la cald, calibru pregătitor I
Laminare la cald, calibru pregătitor II
Laminare la rece, calibru prefinisor I
Laminare la rece, calibru prefinisor II
Laminare la rece, calibru finisor
Met. 1136

Fig. 7

A doua variantă foloseşte acelaşi cilindru pentru profil intrados la ambele trepte la cald, schimbîndu-se de la o treaptă la alta numai cilindrii pentru profil extrados, cărora li s-a modificat profilul; la rece la fel.

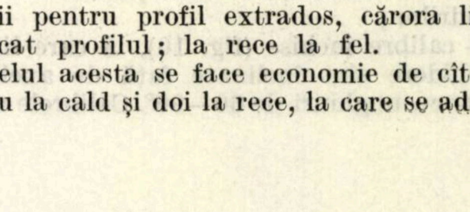


Fig. 8

În felul acesta se face economie de cîte un cilindru la cald şi doi la rece, la care se adaugă şabloanele şi manopera. Este de remarcat că în practică amîndouă metodele au dat rezultate bune, produsele fiind de bună calitate, atît din punct de vedere al formei, cît şi al structurii.

Paletele de turbină trebuie să aibă o suprafaţă netedă şi foarte curată. S-a observat că pentru obţinerea acestui lucru, laminarea — în special cea la rece — trebuie făcută într-un număr mare de treceri cu reduceri foarte mici.

Pentru a se realiza aceasta cu utilajul astfel redus, bara este trecută de cîteva ori prin acelaşi calibru pînă cînd ia forma exactă a calibrului prin care trece. Se ştie că materialul a umplut calibrul în momentul în care suprafeţele de rulare ale cilindrilor ajung să se atingă între ele.

Datorită numărului mare de treceri, materialul barei se ecruisează ; din acest motiv laminaarea la rece se efectuează cu recoaceri intermediare pentru recristalizare şi maleabilizare, refăcîndu-se proprietăţile plastice ale metalului ce se trage.

Stabilirea formei calibrelor. Stabilirea formei calibrelor — final şi intermediare — constă în stabilirea şi construirea formelor secţiunilor succesive ale metalului, de la secţiunea iniţială a semifabricatului pînă la obţinerea secţiunii finale dorite.

Calibrul reprezintă forma golului realizat între perechile de cilindri corespunzători. La proiectarea lor trebuie să se ţină seamă de o serie de factori care intervin în procesul de laminare, dintre care cei principali sînt : compoziţia chimică şi starea metalului, diametrele şi starea cilindrilor, frecarea dintre metal şi cilindri, viteza de deformare, forma deosebită a paletei şi capacitatea materialului de a se deforma etc.

Lipsa unei teorii asupra laminării de precizie a profilelor dificile, lipsa unor cercetări experimentale adîncite în acest domeniu, împreună cu toţi factorii de care depinde o calibrare, fac ca problema calibrării raţionale şi în condiţii optime a cilindrilor pentru obţinerea unei palete să constituie o problemă destul de dificilă de rezolvat.

Bazîndu-se pe datele obţinute în practică, autorul a stabilit numărul de calibre necesare unei laminări, precum şi coeficienţii de deformare de la o treaptă la alta cu ajutorul cărora se determină forma calibrelor. Liniile prin care se deschid calibrele la locurile de trecere de la un cilindru la altul se numesc liniile de deschidere a calibrelor. În funcţie de aceste linii, există două variante :

— calibre complet deschise (fig. 9), la care liniile de deschidere sînt paralele cu axele cilindrilor ;

— calibre închise (fig. 10), la care liniile de deschidere sînt înclinate faţă de axele cilindrilor cu unghiuri de 60—90°. Calibrele utilizate pentru laminarea paletelor sînt complet închise, deoarece unghiurile de înclinare ale liniilor de deschidere sînt de 90°.

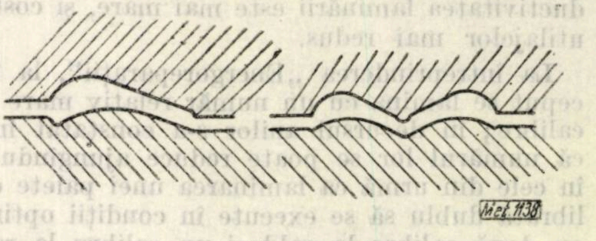


Fig. 9

Dimensionarea calibrelor. După ce s-a analizat profilul paletei, după ce s-au stabilit forma şi numărul calibrelor, acestea se dimensionează începînd cu profilul calibrului finisor, după care succesiv se trece din calibru în calibru pînă se stabileşte dimensiunea materialului cu care se porneşte laminarea.

Desenatorul execută la scara 10/1 desenul paletei în poziţia canal, dată de serviciul constructor şef, la care se prelungeşte bordul de fugă al paletei, lăţind canalul paletei b în funcţie de mărimea lui şi a unghiului α cu $a = 0{,}3-0{,}6$ mm (fig. 11).

Se roteşte profilul astfel desenat pînă se găseşte o poziţie convenabilă laminării la rece şi aceasta va fi profilul calibrului finisor.

Din cauza profilului asimetric al paletei, nu există legi anumite pentru poziţionarea calibrului finisor pe cilindri ; aceasta depinde în mare măsură de experienţa calibrorului. Se pot preciza însă cîteva date de care trebuie să se ţină seama.

Pentru obţinerea calibrului finisor se roteşte paleta din poziţia canal sub unghiul α (fig. 11) în poziţia laminare sub unghiul β (fig. 12).

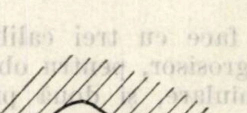


Fig. 10

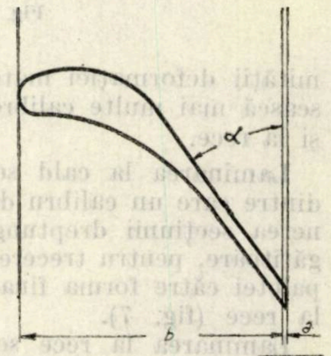


Fig. 11

Cu cît acest unghi este mai mic, cu atît diferenţa între diametre $h = \frac{D-d}{2}$ este mai mare, iar rezistenţa mecanică a cilindrului de finisare scade pe porţiunea de diametru d, în special la cilindrii calibraţi dublu, unde din cauza formei calibrului se formează fenomenul de pană care va duce la ruperea cilindrului în această zonă.

Pentru ameliorarea tensiunilor în porţiunea de diametru d a cilindrului cu calibre duble, unghiul format se rotunjeşte cu o rază $r_1 = 0{,}5-3$ mm.

Din acelaşi motiv, cilindrii calibraţi simplu sînt supuşi la eforturi axiale mari, cu atît mai mult cu cît în porţiunea bordului de fugă, care este mai mare decît restul paletei, rezistenţele la deformare sînt mai mari ca urmare a micşorării grosimii paletei. La asemenea cilindri trebuie să se calculeze umerii de ghidare a cilindrului m, astfel încît să nu se rupă din cauza eforturilor axiale care apar.

Cu cît diferenţa diametrelor (ajungînd pînă la $h = 0$) este mai mică, se evită formarea tensiunilor în material datorită diferenţelor de regim.

În general, profilul bordului de atac al paletei este determinat de o rază r. Pentru micşorarea frecărilor este bine ca în punctul de intersecţie al profilului de rază r cu linia de deschidere (punctul i), tangenta la curbă să facă un unghi $\gamma > 7°$.

Pentru calculul calibrului finisor în poziţia de laminare faţă de cotele date în desenul de execuţie a paletei se lăţeşte canalul b cu cantitatea $a = 0{,}3-0{,}6$ mm (fig. 13).

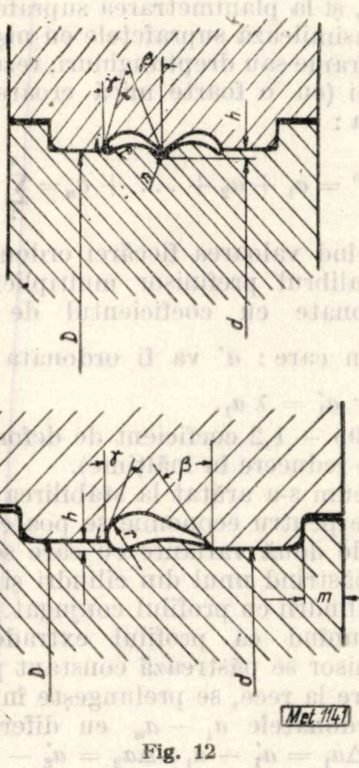


Fig. 12

Această lăţire se face din următorul motiv: după ce s-a terminat laminarea şi s-a obţinut profilul paletei, la profilele calibrate dublu urmează separarea profilelor (prin spintecare) în urma căreia rămîne o margine plină de striuri. Pentru obţinerea unei suprafeţe curate se îndepărtează prin aşchiere cantitatea de material adăugat.

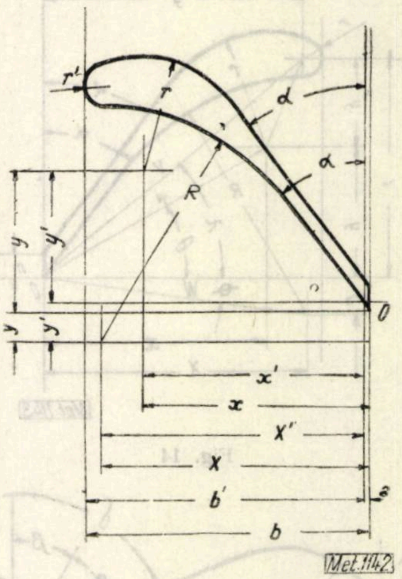


Fig. 13

Aceeaşi operaţie se face şi la paletele laminate simplu, deoarece şi acestea prezintă la sfîrşitul calibrării o margine neregulată.

Cu acest adaos, pentru tehnolog, cotele profilului vor deveni (fig. 13): $b = b' + a$; $x = x' + a$; $X = X' + a$; $y = y' + a \operatorname{ctg} \alpha$; $Y = Y' - a \operatorname{ctg} \alpha$.

După ce s-a rotit profilul paletei în jurul punctului 0, se calculează noile cote în această poziţie, astfel:

Se calculează coordonatele polare ale centrelor razelor w θ, W, ψ, V, λ (fig. 14), se rotesc cu un unghi $\beta = \delta - \alpha$, şi se calculează noile coordonate carteziene în această poziţie (fig. 15).

Exemplu: $w = \sqrt{x^2 + y^2}$; $\operatorname{tg}\theta = \dfrac{Y}{X}$

$$z = w\sin\varphi = \sqrt{x^2+y^2}\,\sin(\theta-\beta) = \sqrt{x^2+y^2}\,\sin[\theta-(\delta-\alpha)]$$

$$u = w\cos\varphi = \sqrt{x^2+y^2}\,\cos(\theta-\beta) = \sqrt{x^2+y^2}\,\cos[\theta-(\delta-\alpha)].$$

La fel:

$$Z = W\sin\psi = \sqrt{X^2+Y^2}\,\sin(\Phi+\beta) = \sqrt{X^2+Y^2}\,\sin[\Phi+(\delta-\alpha)]$$

$$U = W\cos\psi = \sqrt{X^2+Y^2}\,\cos(\Phi+\beta) = \sqrt{X^2+Y^2}\,\cos[\Phi+(\delta-\alpha)].$$

— Calculul cotelor l și h: profilul se închide pe bordul de atac cu raza r' care este tangentă la cele două curbe de rază r și R, și liniile de deschidere ale calibrului trec prin centrul acestei raze.

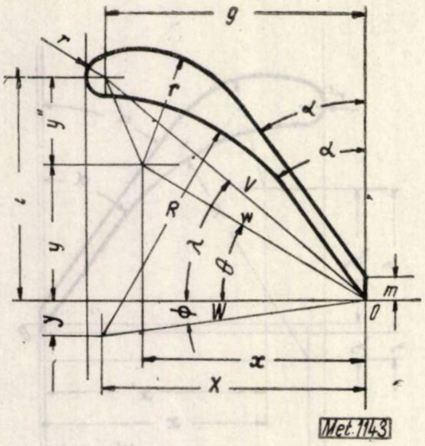


Fig. 14

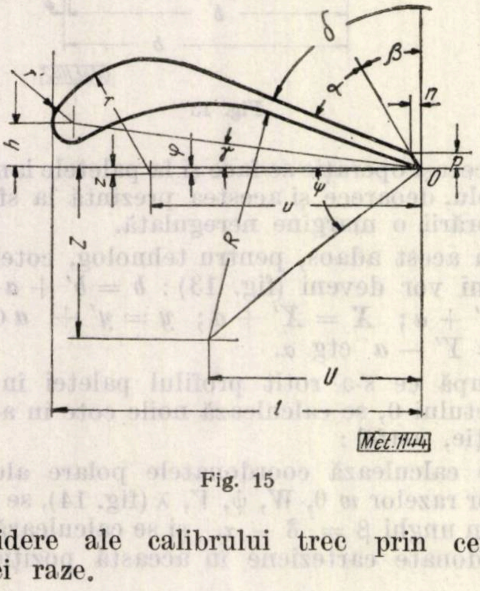


Fig. 15

Deci:

$$h = V \sin\gamma$$

$$l = V \cos\gamma + r'$$

$$V = \sqrt{i^2 + g^2} = \sqrt{(y + y'')^2 + (b - r')} =$$

$$= \sqrt{\left[y + \sqrt{(r - r')^2 - [b - (x + r')]^2}\right]^2 + (b - r')^2}$$

$$\operatorname{tg}\lambda = \frac{y + \sqrt{(r - r')^2 - [b - (x + r')]^2}}{b - r'} .$$

Din aceste relații rezultă:

$$h = V \sin\gamma = \sqrt{\left[y + \sqrt{(r - r')^2 - [b - (x + r')]^2}\right]^2 +}$$
$$\overline{+ (b - r')^2} \cdot \sin[\lambda - (\delta - \alpha)],$$

$$l = V \cos\gamma = \sqrt{\left[y + \sqrt{(r - r')^2 - [b - (x + r')]^2}\right]^2 +}$$
$$\overline{+ (b - r')} \cos[\lambda - (\delta - \alpha)].$$

Uneori liniile de deschidere de ambele părți ale profilului sînt în același plan. În acest caz $h = 0$ și se va calcula numai cota l după relația:

$$l = \sqrt{\left[y + \sqrt{(r - r')^2 - [b - (x + r')]^2}\right]^2 +}$$
$$\overline{+ (b - r')^2} + r'.$$

Calculul coordonatelor fațetei m:

$$n = m \sin\beta = m \sin(\delta - \alpha);$$

$$p = m \cos\beta = m \cos(\delta - \alpha).$$

Stabilirea și dimensionarea calibrelor intermediare. Calibrul prefinisor. Se împarte calibrul finisor în fîșii de 1 cm lățime adică în mărimea naturală fîșia ar fi de 1 mm lățime (fig. 16). Se măsoară înălțimea fiecărei ordonate și se scrie în dreptul ei valoarea măsurată a_1, a_2, a_3, ... a_n.

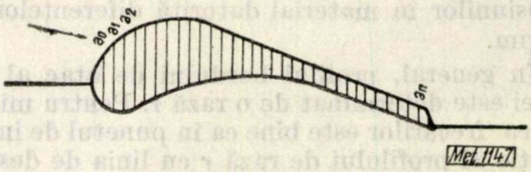


Fig. 16

Măsurarea ordonatelor poate servi, în afară de calibrare, și la planimetrarea suprafeței. Astfel, dacă se asimilează suprafețele cu niște trapeze, paralelograme sau dreptunghiuri, rezultatul planimetrării (cu o foarte mică eroare) este dat de relația:

$$F = a_1 + a_2 + \ldots + a_n = \sum_{1}^{n} a_i .$$

Cunoscînd valoarea fiecărei ordonate se stabilește calibrul prefinisor multiplicînd fiecare din ordonate cu coeficientul de deformare $\lambda = \frac{a_1'}{a_1}$, în care: a' va fi ordonata calibrului prefinisor $a_1' = \lambda a_1$.

$\lambda = 1{,}05 - 1{,}2$ coeficient de deformare (coeficient de reducere în înălțime).

După cum s-a arătat la stabilirea numărului de calibre pentru economie se poate folosi una dintre cele două variante cu care se formează calibre, păstrînd unul din cilindri și schimbînd pe rînd cilindrii cu profilul conjugat.

Presupunînd că profilul extrados al calibrului finisor se păstrează constant pentru cele trei calibre la rece, se prelungește în jos fiecare dintre ordonatele $a_1 - a_n$ cu diferențele respective $\Delta a_1 = a_1' - a_1$; $\Delta a_2 = a_2' - a_2$; $\Delta a_n = a_n' - a_n$.

Se obține o rețea de drepte a căror înfășurătoare este curba căutată. Cu instrumentele de desen se tatonează pînă cînd se obține o curbă care trece prin toate vîrfurile rețelei de drepte.

De multe ori, pentru evitarea trasării unei curbe cu mai multe raze (dificil de trasat şi realizat cînd este vorba de executat şabloane sau cilindri profilaţi), se intersectează sau se depăşesc vîrfurile reţelei de drepte cu valori care practic nu influenţează cu mult procesul de laminare.

Dacă calibrorul depăşeşte cu mult vîrfurile reţelei, deformarea nu se va face uniform în secţiune şi vor exista dificultăţi în timpul laminării, mai cu seamă la laminarea simplă.

Din acest motiv la această laminare pot exista deformări ale barei în formă de seceră sau ondularea marginilor.

Forma de seceră a barei este provocată de deformarea neuniformă a marginii barei, în special a bordului de fugă. Dacă gradul de deformare este mai mare pe bordul de fugă, fibrele de pe această porţiune se vor lungi mai mult decît fibrele din restul secţiunii şi va rezulta forma de seceră.

Forma ondulată a paletei se obţine, în special, pe bordul de fugă unde paleta este mai subţire, atunci cînd laminoristul — pentru a evita forma de seceră — tinde să îndrepte bara în timpul laminării cu accesoriile de care dispune.

Variaţiile lăţirii nu sînt mari. În cazul paletelor deformaţia maximă este în lungime; în lăţime aproape nu se produc deformări. De aceea, toate calibrele au aceeaşi lăţime — b = constantă (fig. 17).

Pentru fiecare jumătate de calibru care se stabileşte trebuie ca diferenţa diametrelor $h = \frac{D - d}{2}$ să fie aceeaşi, deoarece numai în felul acesta se va putea împerechea cu cilindrul care se păstrează pentru toate calibrele.

După ce s-a stabilit forma calibrului prefinisor, se stabilesc grafic mărimile razelor, coordonatele centrelor faţă de un sistem de axe ales (de obicei se ia acelaşi sistem de axe folosit şi la stabilirea profilului finisor), mărimea unghiurilor etc. şi se verifică analitic dacă profilul se închide. Micile nepotriviri care apar între precizia cu care s-a făcut citirea cotelor şi calculul analitic se rotunjesc după calcul.

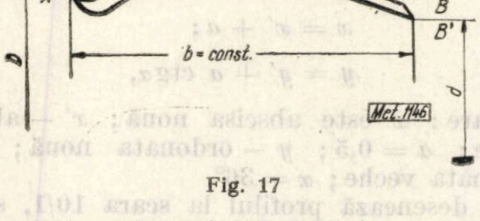


Fig. 17

Cu noile valori ale elementelor geometrice ce definesc curba se trasează din nou profilul şi se suprapune peste reţea, verificîndu-se exactitatea lucrării.

La fel se procedează şi pentru treapta următoare de laminare la rece, unde se ia un coeficient de reducere $\lambda = 1{,}1 - 1{,}2$.

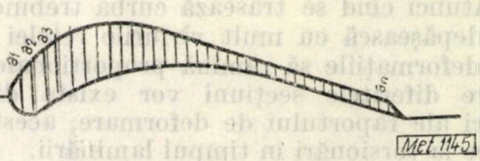


Fig. 18

Pentru a se putea obţine prin laminare la cald un profil cu dimensiunile necesare primei trepte la rece, trebuie să se ţină seamă de contracţia materialului după răcire. După laminare, contracţia materialului poate produce şi deformarea profilului, ca urmare a diferenţelor de grosimi din secţiunea paletei (bordul de fugă care este foarte subţire în raport cu restul paletei se va răci foarte repede).

Pentru a se ţine seamă de contracţie — faţă de forma secţiunii care trebuie obţinută prin laminare la cald — calibrul va fi mărit cu valoarea contracţiei metalului la răcire.

Ţinînd seamă de dilatare, pentru o ordonată oarecare din profil:

$$a_i' = \lambda_{a_i}' = (1 + \alpha \Delta t)\, a_i,$$

în care:

$\lambda' = 1{,}01 - 1{,}015$ este coeficientul de contracţie; Δt — diferenţa de temperatură.

Practic s-a constatat că se poate stabili profilul la cald fără să se ţină seamă de această relaţie, înglobînd coeficientul de contracţie în coeficientul de deformare a materialului.

Coeficientul de reducere pentru determinarea calibrului la cald din calibrul la rece este $\lambda = 1{,}15 - 1{,}25$.

Pentru calculul calibrului se împarte suprafaţa calibrului la rece din care se determină calibrul la cald în fîşii de 1 cm lăţime (fig. 18).

Se măsoară fiecare ordonată şi se scrie în dreptul ei mărimea citită a_0, a_1, $a_2 \ldots a_n$.

Se determină linia medie neutră prin împărţirea fiecărei ordonate în două.

Pentru determinarea ordonatelor calibrului la cald se multiplică ordonatele $a_0\ a_1 \ldots a_n$, cu coeficientul de reducere λ; rezultă: $a_0' = \lambda a_0 \ldots . a_n' = \lambda a_n$.

Presupunînd că fiecare fîşie se deformează simetric în raport cu linia medie, noile ordonate $a_0'\ a_1' \ldots a_n'$ se dispun simetric în raport cu această linie.

De data aceasta se obţine o reţea de drepte — atît pentru profilul extrados cît şi pentru profilul intrados — ale căror înfăşurări dau profilul căutat la cald.

Razele, coordonatele centrelor, mărimea unghiurilor faţă de un sistem de axe ales, se stabilesc prin măsurări la fel ca şi la calibrele precedente și se verifică analitic închiderea profilului, punîndu-se la punct micile diferențe dintre citirea cotelor și calculul analitic.

Atunci cînd se trasează curba trebuie să nu se depășească cu mult vîrfurile rețelei pentru ca deformațiile să rămînă proporționale. Dacă între diferitele secțiuni vor exista diferențe mari ale raportului de deformare, acestea vor duce la torsionări în timpul laminării.

La laminarea la cald trebuie ca adaosurile cerute de laminare la rece să fie respectate deoarece mersul nestînjenit la operațiile următoare depinde de modul cum s-au calculat și respectat aceste adaosuri.

Determinarea și calcularea primei trepte profilate la cald. Calibrul primei trepte de laminare la cald se obține din cel precedent multiplicînd ordonatele celui din urmă cu un coeficient de reducere $\lambda = 1{,}3-1{,}5$.

Deoarece la acest calibru se folosește unul dintre cilindrii calibrului precedent, creșterea ordonatelor cu valoarea $\Delta a_n = a'_n - a_n$ se va face numai într-un singur sens.

Se stabilește curba, se fac măsurările și calculul analitic de închidere.

Cu aceasta se termină stabilirea calibrelor profilate pentru laminarea unei palete simple.

Stabilirea dimensiunilor semifabricatului cu care se începe laminarea profilată. După ce s-a determinat calibrul primei trepte la cald, se face planimetrarea suprafeței adunînd valorile ordonatelor $\Omega = \sum_0^n a_i$.

Suprafața calibrului Ω, multiplicată cu coeficientul de reducere $\lambda = 1{,}3-1{,}6$, dă mărimea suprafeței materialului cu care se va începe laminarea $F = \lambda \cdot \Omega = (1{,}3-1{,}6)\ \Omega$.

După alura ultimului calibru la cald și pe baza experienței calibrorului, aria F se poate echivala cu aria unui dreptunghi sau cu aria unui cerc.

În general în depozitul fabricii nu se găsesc materiale cu dimensiunile stabilite prin calcul și în acest caz acestea se forjează pînă la dimensiunile cerute de calibror.

Materialul din care se confecționează paletele face parte din familia oțelurilor crom-nichel, inoxidabile, cu 12–15% Cr și 0,1–0,25% C, la care prin forjare pot apare fisuri care nu întotdeauna sînt vizibile. Uneori aceste fisuri sînt atît de adînci, încît bara nu mai poate fi utilizată pentru dimensiunile ei după ce ele au fost îndepărtate prin polizare. Pentru evitarea acestor fisuri barele se forjează pînă la o dimensiune acceptabilă în secțiune pătrată, după care se laminează în secțiune dreptunghiulară.

Determinarea diametrelor cilindrilor. În timpul laminării bara trebuie dirijată. La intrarea în calibru bara este dirijată de ghidajele laterale și de dalta de ghidare. La ieșirea din calibru bara poate să ia o direcție oarecare: pentru a-i dirija însă drumul se folosește următoarea observație: la ieșirea din calibru bara poate lua direcția în jos sau în sus, după cum cilindrul superior sau inferior, din perechea de cilindri cu care se laminează, este respectiv mai mare sau mai mic decît cel conjugat.

Acest fenomen are loc ca și cum bara ce se laminează ar fi sub acțiunea unei presiuni superioare sau inferioare. Dacă diametrul cilindrului superior este mai mare, bara care iese din cilindri se va îndrepta în jos, ca și cum ar fi sub acțiunea unei presiuni superioare, și invers, dacă cilindrul inferior are un diametru mai mare, bara se va îndrepta în sus ca și cum ar fi sub acțiunea unei presiuni inferioare.

Folosind această observație, laminarea se face numai cu presiune superioară împiedicînd — cu ajutorul dălților de ghidare — înfășurarea barei pe cilindrul inferior.

Pentru aceeași turație, lucrînd cu diametre diferite, rezultă viteze periferice diferite, care influențează asupra calității materialului ce se laminează.

De aceea este de dorit ca presiunea superioară să fie cît mai mică, deoarece diferențele mari de viteză pe secțiune influențează în mod negativ calitatea metalului. Dacă diferențele de viteze din straturile de metal sînt minime, tensiunile ce iau naștere în timpul laminării vor fi mai mici, ceea ce va influența în mod favorabil calitatea metalului.

Din acest motiv presiunea superioară nu trebuie să fie mai mare ca 2–3% din diametrul mediu al cilindrilor.

La laminarea la rece, cînd bara trebuie să iasă orizontal dintre cilindri, se proiectează cilindri cu diametre egale (fără presiune).

O dată cu micșorarea grosimii paletei, în special pe bordul de fugă, are loc o creștere a rezistenței la deformare, datorită ecruisării metalului. Din această cauză, pentru a micșora presiunea pe cilindri, se tinde ca laminarea la rece să se efectueze cu cilindri de diametre cît mai mici.

Exemplu numeric pentru *stabilirea unei calibrări.* Se stabilesc cotele tehnologice ale profilului paletei (fig. 19), lățind canalul cu 0,5 mm (fig. 20).

Noile cote se vor stabili cu relațiile:

$$x = x' + a;$$

$$y = y' + a\ \mathrm{ctg}\alpha,$$

în care: x este abscisa nouă; x' — abscisa veche; $a = 0{,}5$; y — ordonata nouă; y' — ordonata veche; $\alpha = 36°$.

Se desenează profilul la scara 10/1, se rotește profilul într-o poziție convenabilă pentru primul calibru, după care se stabilesc — atît grafic cît și analitic — coordonatele elementelor ce definesc profilul în noua poziție.

Pentru determinarea analitică a noilor cote, se calculează mai întîi coordonatele polare ale centrelor razelor în poziția canal, se rotește

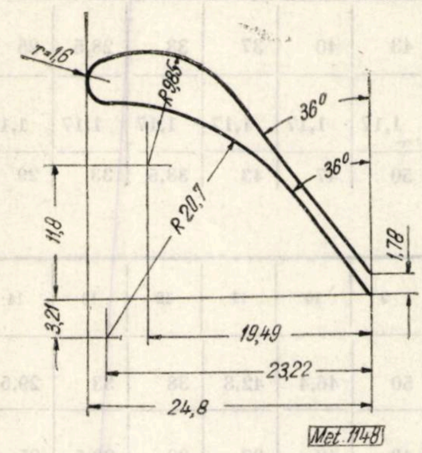


Fig. 19

întregul profil, după care se calculează coordonatele carteziene.

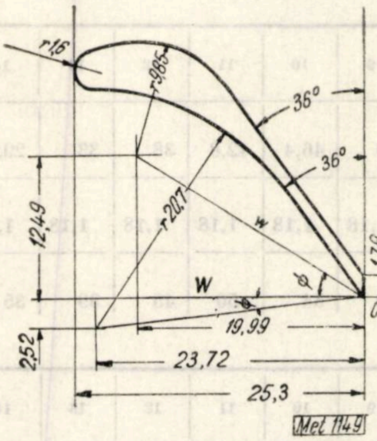


Fig. 20

Calculul coordonatelor polare (fig. 20):

$$\left.\begin{array}{l} w = \sqrt{19{,}99^2 + 12{,}49^2} = 23{,}57 \\ \operatorname{tg}\theta = \dfrac{12{,}49}{19{,}99} = 0{,}62481\,;\ \ \theta = 32° \end{array}\right\} A\,(23{,}57\,;\,32°)\,;$$

$$\left.\begin{array}{l} W = \sqrt{23{,}72^2 + 2{,}52^2} = 23{,}85\,; \\ \operatorname{tg}\Phi = \dfrac{2{,}52}{23{,}72} = 0{,}10624\ \Phi = 6°4' \end{array}\right\} B\,(23{,}85\,;\,6°4')\,;$$

$$V = \sqrt{\left\{12{,}49 + \sqrt{(9{,}85 - 1{,}6)^2 - [25{,}3 - (19{,}99 + 1{,}6)]^2}\right\}^2 + (25{,}3 - 1{,}6)^2} = 30{,}92\,;$$

$$\operatorname{tg}\xi = \frac{19{,}86}{23{,}7} = 0{,}838\ \ \xi = 39°\,58'\,;$$

$$C\,(30{,}92\,;\ 39°58').$$

Rotind profilul cu 33° și ținînd seamă de relațiile pentru determinarea coordonatelor carteziene de la stabilirea și dimensionarea calibrului finisor, rezultă (fig. 21):

$u = 23{,}57 \cos(33° - 32°) = 23{,}57 \cos 1° = 23{,}57$

$z = 23{,}57 \sin(33 - 32°) = 23{,}57 \sin 1° = 0{,}41\,;$

$U = 23{,}85 \cos(6°4' + 33°) = 23{,}85 \cos 39°4' = 18{,}52\,;$

$Z = 23{,}85 \sin(6°4' + 33°) = 23{,}85 \cos 39°4' = 15{,}03\,;$

$l = 30{,}92 \cos(39°58' - 33°) + 1{,}6 = 30{,}92 \cos 6°58' + 1{,}6 = 32{,}3\,;$

$h = 30{,}92 \sin(39°58' - 33°) = 30{,}92 \sin 6°58' = 3{,}75\,;$

$n = 1{,}78 \sin 33° = 0{,}98\,;$

$p = 1{,}78 \cos 33° = 1{,}49.$

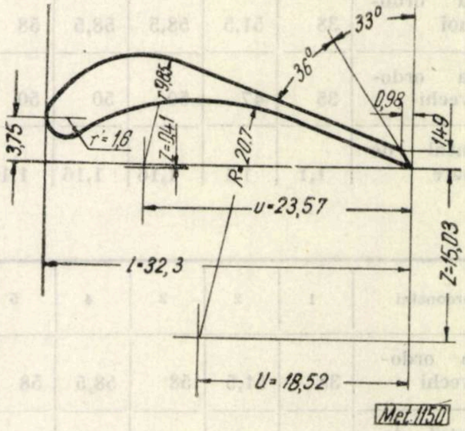


Fig. 21

Calibrul *II* — calibrul prefinisor 2. Se împarte calibrul final la rece din centimetru în centimetru, se măsoară ordonatele, se multiplică ordonatele cu coeficientul de reducere $\lambda = 1{,}17$, obținîndu-se datele arătate în tabela 1.

Pentru determinarea calibrului s-a ales varianta păstrării constante a profilului extrados de la calibrul finisor, urmînd să determine pentru calibrul *II* și *III* de laminare la rece numai profilul intrados. Pentru aceasta se prelungesc ordonatele calibrului cu diferențele dintre ordonatele noi și ordonatele vechi: $\Delta a_n = a_n' - a_n$;

$$\Delta a_1 = 4{,}1 - 3{,}5 = 0{,}6\,;\ \ \Delta a_2 = 5{,}5 - 4{,}7 = 0{,}8$$

și se obține o rețea de drepte a cărei înfășurătoare este curba ce trebuie stabilită.

Se tatonează puțin cu rigla și compasul pînă se obține o curbă care va trece aproximativ prin toate punctele rețelei, se măsoară grafic elementele geometrice ce o definesc și se verifică analitic închiderea profilului.

Grafic se obține curba din figura 22.

Tabe

Nr. ordonatei	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Mărimea ordonatelor	35	47	50	50	50	49	47,5	45,5	43	40	37	33	28,5	25	21
Coeficientul de deformare	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17
Noua ordonată	41	55	58,5	58,5	58,5	57	55,5	53	50	47	43	38,5	33	29	24,5

Tabe

Nr. ordonatei	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Mărimea ordonatei noi	38	51,5	58,5	58,5	58	56,5	55	52	50	46,4	42,8	38	33	29,5	25
Mărimea ordonatei vechi	35	47	50	50	50	49	47,5	45,5	43	40	37	33	28,5	25	21
Coeficientul de deformare	1,1	1,1	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,15	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,17	1,18

Tabe

Nr. ordonatei	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Mărimea ordonatei vechi	38	51,5	58	58,5	58	56,5	55	52	50	46,4	42,8	38	33	29,5	25
Coeficientul de deformare	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18
Mărimea ordonatei noi	45	61	68,5	69	68,5	66,5	65	61,5	59	54	50	45	39	35	29,5

Tabe

Nr. ordonatei	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Mărimea ordonatei vechi	42	57	66	69	67	66	63	60	57	53	49	44	39	34	30
Mărimea ordonatei noi	50	68,5	79	83	80	79	76	72	68	63,5	59	53	47	41	36
Coeficientul de deformare	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2

Pentru obținerea unei curbe continue care să fie ușor de trasat în atelier pe șabloane s-au intersectat sau depășit vîrfurile rețelei cu o mică cantitate și ca urmare coeficientul de deformare va varia în secțiune (tabela 2).

Coeficientul mediu de deformare rezultat λ este egal cu 1,16 (cu mici abateri, fără a depăși valori care să influențeze negativ asupra structurii materialului).

Calibrul *III*—calibrul prefinisor *1*. Se repetă operațiile și calculele făcute pentru stabilirea calibrului prefinisor *2*, luînd un coeficient de reducere egal cu 1,18. Rezultatele sînt redate în tabela 3.

Calibrul *IV* — calibrul *2* de laminare la cald. Pentru stabilirea profilului acestui calibru se dă un coeficient de reducere $\lambda = 1{,}2$. Rezultă o rețea de drepte (tabela 4).

Spre deosebire de calibrele precedente, această rețea folosește pentru determinarea ambelor profile, și de aceea noile ordonate se dispun simetric în raport cu vechile ordonate, adăugînd de o parte și de alta a lor cantitatea

$$\Delta a_n = \frac{a_n' - a_n}{2}, \text{ respectiv}$$

$$\Delta a_1 = \frac{5{,}0 - 4{,}2}{2} = 0{,}6, \quad \Delta a_n = \frac{1{,}8 - 1{,}5}{2} = 0{,}15.$$

la 1

16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
18	16	14	12	11,5	11	11	11	11	11	11	11	11	11	11	11
1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17	1,17
21	18,7	16,4	14	13,5	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9	12,9

la 2

16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
22	19	17	15	14	13	12,7	12,7	12,7	2,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7
18,5	16	14	12	11,5	11	11	11	11	11	11	11	11	11	11	11
1,18	1,18	1,2	1,24	1,21	1,18	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16	1,16

la 3

16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32
22	19	17	15	14	13	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7	12,7
1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18	1,18
26	22,5	20	17,7	16,5	15,4	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15

la 4

16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
27	23	21	18,5	16,5	16	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15
32,5	27,5	25	22	19,8	19,2	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2

Se construiesc curbele, se măsoară elementele geometrice ce definesc curba și se verifică analitic (fig. 24).

Calibrul *V* — calibrul *1* (eboș de laminare profilată la cald). Determinarea acestui calibru se face exact ca aceea a calibrului *2* prefinisor.

Pentru stabilirea lui se ia un coeficient de reducere $\lambda = 1{,}3 - 1{,}6$. La această calibrare $\lambda = 1{,}4$.

Calculul calibrelor pentru obținerea semifabricatului necesar laminării. După ce s-a stabilit ultimul calibru — adică primul calibru profilat la cald — se planimetrează calibrul adunînd ordonatele profilului.

$$F = a_1 + a_2 + \cdots + a_n = \sum_{1}^{n} a_n = 175{,}10 \text{ mm}^2.$$

$$F = 5{,}5 + 7{,}5 + 9{,}0 + 9{,}9 + 10{,}5 + 10{,}7 + 10{,}5 + 10{,}1 + 9{,}5 + 8{,}9 + 8{,}6 + 7{,}3 + 6{,}5 + 5{,}8 + 5{,}15 + 4{,}6 + 4{,}1 + 3{,}7 + 3{,}3 + 3{,}0 + 2{,}8 + 2{,}65 + 9 \times 2{,}55 = 175{,}10.$$

Admiţînd că materialul care va intra în primul calibru profilat va avea suprafaţa Ω şi că între această suprafaţă şi suprafaţa primului

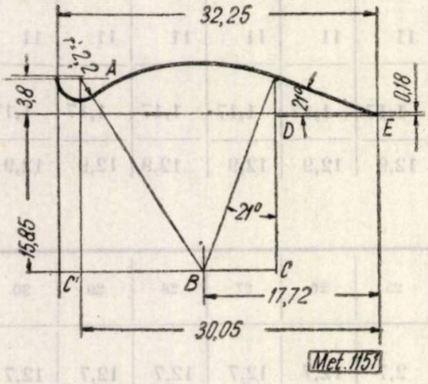

32,25
r=2,2
A
3,8
0,18
21°
D
E
21°
15,85
C'
B
C
17,72
30,05
Met.1151

Fig. 22

calibru va fi o reducere $\lambda = 1{,}3 - 1{,}8$, rezultă că $\Omega = \lambda F = (1{,}3 - 1{,}8)\, F$.

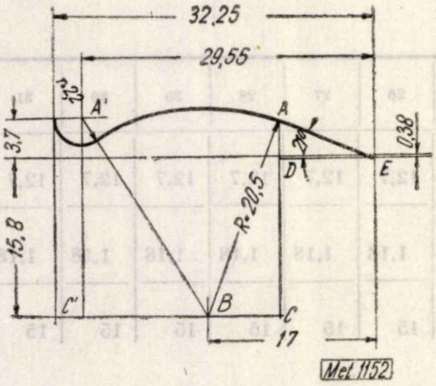

32,25
29,55
r=1,2
A'
A
3,7
0,38
21°
D
E
15,8
R=20,5
C'
B
C
17
Met.1152

Fig. 23

Luînd $\lambda = 1{,}5$; $\Omega = 1{,}5 \times 175{,}10 = 263{,}0$ mm^2.

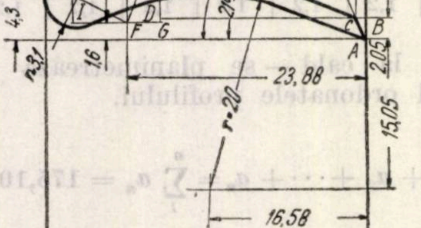

24°
r=2,7
H
r=9
22°
0,91
4,3
I
D
21°
F
G
C
B
A
r=3,1
1,6
2,05
23,88
r=20
15,05
16,58
32,25
Met.1153

Fig. 24

După experienţa calibrorului această suprafaţă se asimilează cu suprafaţa unui dreptunghi sau a unui cerc.

Asimilînd suprafaţa Ω cu a unui dreptunghi şi socotind că, faţă de lăţimea calibrului profilat $b = 32{,}25$, este suficient să se ia un material cu lăţimea $b = 30$ mm, rezultă o secţiune ale cării dimensiuni sînt:

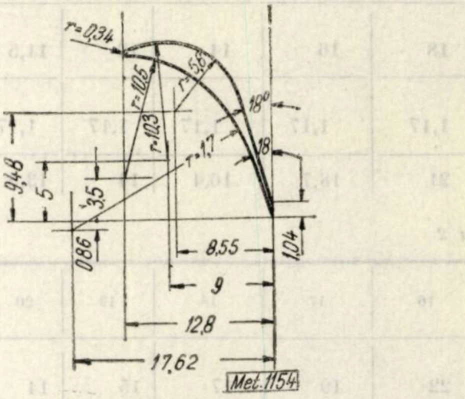

r=0,34
r=10,5
r=5,8
18°
r=10,3
r=1,7
18
9,48
5
3,5
0,86
8,55
1,04
9
12,8
17,62
Met.1154

Fig. 25

$$30\, h = 263 \quad h = \frac{263}{30} = 8{,}76\, ;$$

$$\Omega = b \cdot h = 30 \cdot 8{,}8 = 264 \text{ mm}^2.$$

Calibrarea dublă a paletelor. Laminarea dublă a paletelor se efectuează cu două calibre la cald şi un calibru la rece (fig. 6).

Stabilirea calibrului finisor şi a calibrului prefinisor la cald se face cu aceleaşi metode şi calcule ca la calibrarea simplă.

Exemplu: profilul paletei (fig. 25). Se lăţeşte paleta (fig. 26) cu $a = 0{,}4$ mm; se calculează coordonatele polare (fig. 27); se roteşte profilul cu $\alpha = 45°$ şi se calculează noile coordonate carteziene în această poziţie (fig. 28).

Se desenează simetric faţă de axa $y\ y'$ numai începutul profilului (fig. 29) şi se racordează unghiurile astfel încît trecerea de la un profil la simetricul său să nu constituie o amorsă de ruptură pentru cilindrul cu profil intrados, paleta sau o muchie uşor de uzat pentru cilindrul cu profilul extrados al paletei.

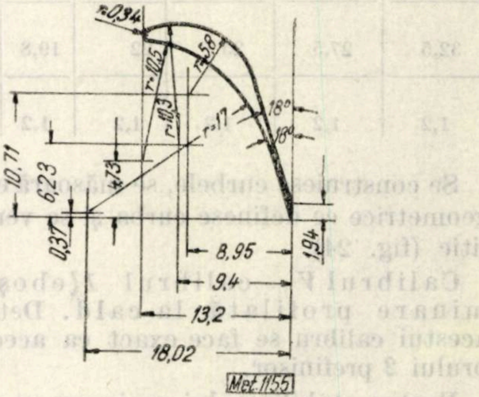

r=0,34
r=10,5
r=5,8
r=10,3
r=17
18°
18°
10,71
6,23
4,73
0,37
8,95
1,94
9,4
13,2
18,02
Met.1155

Fig. 26

Stabilirea razelor de curbură se face grafic cu $r = 0{,}5 - 3$ mm lăsînd o grosime h între profile de 0,5 – 0,8 mm.

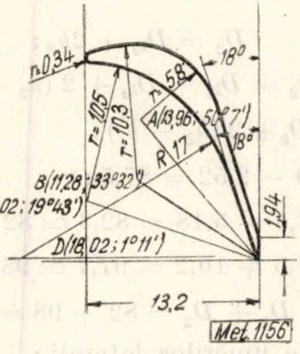

r0,34
18°
r=5,8
A(13,96;50°27')
18°
r=10,5
r=10,3
R17
B(11,28;33°32')
C(14,02;19°43')
D(18,02;1°11')
1,94
13,2
Met.1156

Fig. 27

Calibrul de laminare la cald. Pentru determinarea acestui calibru s-a luat $\lambda = 1{,}2$ şi efectuînd toate calculele şi operaţiile – ca şi la determinarea calibrului pentru laminarea la cald de la laminarea simplă – s-a obţinut profilul din figura 30.

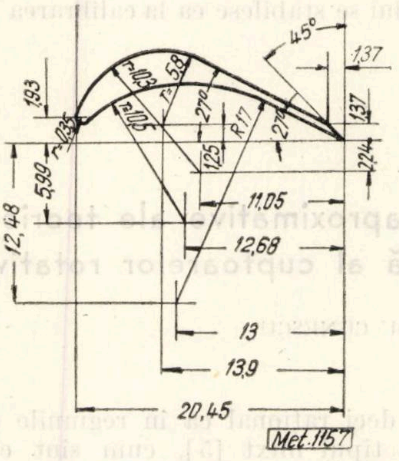

45°
1,37
1,93
r=0,35
r=10,5
r=5,8
27°
27°
R17
1,25
1,37
2,24
5,99
12,48
11,05
12,68
13
13,9
20,45
Met.1157

Fig. 28

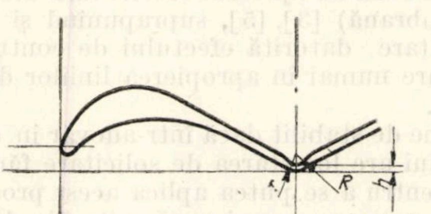


Fig. 29

Pe porţiunea de trecere cu raza r şi R se aplică acelaşi coeficient de deformare $\lambda = 1{,}2$, obţinîndu-se razele noi de trecere de la un profil la simetricul său.

Determinarea diametrelor cilindrilor. Pentru ca în timpul laminării bara să fie împinsă în jos trebuie să se lucreze cu presiune superioară, adică diametrul de lucru D_{k_1} să fie mai mare cu circa 3% decît diametrul de lucru D_{k_2} (fig. 31).

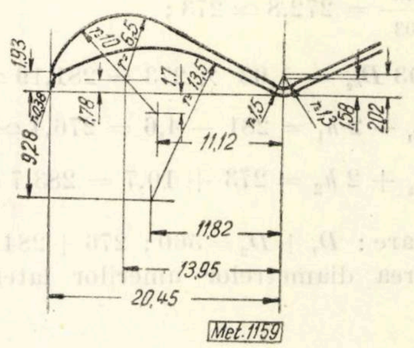

1,93
r=0,35
r=6,55
1,7
r=13,55
1,78
9,28
r=15
r=13
1,58
2,02
11,12
11,82
13,95
20,45
Met.1159

Fig. 30

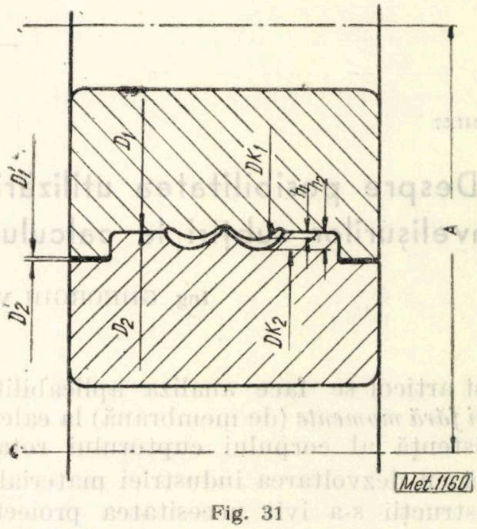

D1'
D1
DK1
D2'
D2
DK2
Met.1160

Fig. 31

La calculul diametrelor se ţine seamă şi de distanţa dintre axele cilindrilor $A = 280$ mm.

În consecinţă, pentru laminarea la cald diametrele cilindrilor rezultă din următoarele relaţii:

$$D_{k_1} = D_{k_2} + 0{,}03\, D_{k_2} = 1{,}03\, D_{k_2};$$

$$A = \frac{D_1 + D_2}{2} = 280;$$

$$D_1 = D_{k_1} - 2h_1; \quad D_2 = D_{k_2} + 2h_2;$$

$$D_1 + D_2 = D_{k_1} + D_{k_2} + 2(h_2 - h_1);$$

$$560 = 2{,}03\, D_{k_2} + 2(h_2 - h_1)$$

Înlocuind în ultima relaţie valorile obţinute la calibrul de laminare la cald, rezultă :

$$560 = 2{,}03\, D_{k_2} + 2\,(5{,}35 - 2{,}3)\,;$$

$$D_{k_2} = \frac{553{,}9}{2{,}03} = 272{,}8 \simeq 273\,;$$

$$D_{k_1} = 1{,}03\, D_{k_2} = 1{,}03 \times 273 = 281{,}19 \simeq 281\,;$$

$$D_1 = D_{k_1} - 2\,h_1 = 281 - 4{,}6 = 276{,}4 \simeq 276\,;$$

$$D_2 = D_{k_2} + 2\,h_2 = 273 + 10{,}7 = 283{,}7 \simeq 284.$$

Verificare : $D_1 + D_2 = 560$; $276 + 284 = 560$.

Stabilirea diametrelor umerilor laterali de ghidare :

$$D_1' = D_1 + 2\,a = 277 + 2 \times 10 = 297,$$

în care : $a = 10$ mm.

$$D_2' = D_2 - 2\,b = 284 - 2 \times 11 = 262,$$

în care : $b = 11$ mm.

Stabilirea diametrelor pentru cilindrii de laminare la rece :

$$D_{k_1} = D_{k_2}\,;\ \frac{D_1 + D_2}{2} = 90\,;\ D_1 = D_k - 2h_1\,;$$

$$D_2 = D_{k_2} + 2h_2\,;$$

$$D_1 + D_2 = D_{k_1} + D_{k_2} + 2\,(h_2 - h_1)\,;$$

$$180 = 2D_k + 2\,(h_2 - h_1)\,;$$

$$D_k = 90 - 2{,}52 = 87{,}5\,;$$

$$D_1 = 87{,}5 - 5{,}18 = 82{,}3 \simeq 82\,;$$

$$D_2 = 87{,}5 + 10{,}2 = 97{,}7 \simeq 98.$$

Verificare : $D_1 + D_2 = 82 + 98 = 180$.

Diametrele umerilor laterali :

$$D_1' = 82 + 2 \times 10 = 102\,;\ D_2' = 98 - 2 \times 11 = 76.$$

Dimensiunile semifabricatului cu care se începe laminarea profilată şi calculele pentru determinarea calibrelor necesare obţinerii semifabricatului se stabilesc ca la calibrarea simplă.

CZ 666.94.041.57

Despre posibilitatea utilizării metodelor aproximative ale teoriei învelişurilor subţiri la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative

Ing. GHEORGHI VASILIEV şi ing. RADU CUNESCU
ITCME

În acest articol se face analiza aplicabilităţii *teoriei fără momente* (de membrană) la calculul de rezistenţă al corpului cuptorului rotativ.

Odată cu dezvoltarea industriei materialelor de construcţii s-a ivit necesitatea proiectării şi construirii unor cuptoare rotative de clincher de concepţie modernă, din ce în ce mai mari şi cu indicii de utilizare ridicaţi.

Proiectarea unor cuptoare de dimensiuni sensibil mărite faţă de cele ce se fabricau anterior (diametre de 4–5 m faţă de 3 m, lungimi de 150–170 m faţă de 100 m) a ridicat o serie de probleme complicate, printre care şi dezvoltarea unor metode precise de calcul de rezistenţă, bazate pe teoria învelişurilor subţiri. Apare deosebit de important ca, o dată cu creşterea diametrului, deformaţiile secţiunilor transversale ale corpului să se menţină în limitele admisibile.

O metodă modernă de calcul trebuie să asigure ca tensiunile şi deplasările rezultate din calcul să se apropie de cele reale şi totodată calculele să nu fie prea greoaie şi laborioase.

Apare deci raţional ca în regiunile de solicitare de tipul mixt [5], cum sînt cele din apropierea reazemelor, să se utilizeze un procedeu de calcul bazat pe teoria completă (cu momente) a învelişurilor subţiri [4] iar în restul corpului unde predomină starea de solicitare fără momente să se aplice un procedeu simplificat care constă din determinarea stării de solicitare de bază cu ajutorul teoriei fără momente (de membrană) [3], [5], suprapunînd şi starea de solicitare datorită efectului de contur [6], care apare numai în apropierea liniilor de perturbaţie.

Rămîne de stabilit dacă într-adevăr în corpul cuptorului are loc starea de solicitare fără momente pentru a se putea aplica acest procedeu. În acest scop, se examinează criteriile de aplicabilitate ale teoriei fără momente stabilite în [1].

1. *Condiţiile de aplicabilitate.* Condiţiile de aplicabilitate ale teoriei de membrană sînt următoarele [1] :

Liniile de perturbaţie şi de discontinuitate de pe suprafaţa învelişului (marginile, liniile de frîngere sau de schimbare a curburei, liniile de variație a rigidității și grosimii învelișului, încastrările, liniile de aplicare ale forțelor exterioare) nu trebuie să formeze pe suprafața mediană o rețea deasă (să fie suficient de îndepărtate) ca să nu se influențeze reciproc.

Nici o linie de perturbație să nu fie tangentă la vreuna din liniile asimptotice (generatricele cilindrului). Ca atare, învelișul cilindric trebuie să fie închis pe circumferință.

Sarcinile exterioare (de suprafață și aplicate pe margini) precum și starea de solicitare să nu aibă un indice mare de variabilitate, adică să aibă o variație lină.

Valorile maxime admisibile ale indicelui de variabilitate sînt :

$s < \frac{1}{2}$ pentru încărcarea de suprafață ;

$s < \frac{1}{4}$ pentru încărcarea de margini și starea de solicitare.

Învelișul cilindric să nu depășească o anumită lungime maximă între marginile frontale sau reazeme. Această lungime maximă la care mai are loc starea fără momente este definită la punctul următor.

2. *Condițiile de aplicabilitate ale teoriei fără momente la calculul corpului cuptorului rotativ.* Se va examina dacă învelișul cilindric al corpului cuptorului rotativ se încadrează în cerințele aplicabilității teoriei de membrană.

2.1. Liniile de perturbație de pe corpul cuptorului sînt (fig. 1) :

— marginile frontale *a* ;

— secțiunile transversale în dreptul reazemelor (cuprinse în planele marginilor frontale ale inelelor de rulare) *b* ;

— secțiunile în care variază grosimea învelișului *c* ;

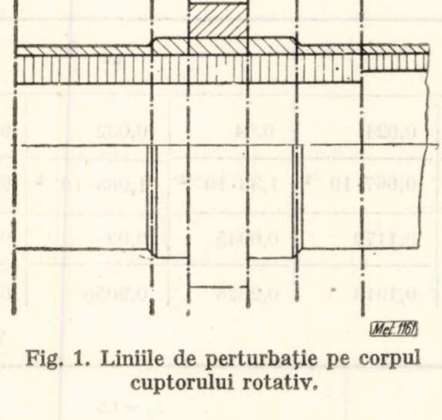


Fig. 1. Liniile de perturbație pe corpul cuptorului rotativ.

— secțiunile în care încărcarea variază discontinuu (prin salt) *d*, cum ar fi de exemplu secțiunile în care se schimbă grosimea căptușelii refractare.

În această lucrare nu se ia în considerare decupările gurilor de vizitare, care vor fi examinate separat. Toate aceste linii de perturbație pe corpul cuptorului sînt suficient și chiar mult îndepărtate una de alta pentru a nu se influența reciproc și sînt cuprinse în planele perpendiculare pe axa cilindrului și prin urmare nici una nu este tangentă la vreo linie asimptotică.

În felul acesta condițiile 1 și 2 de aplicabilitate sînt îndeplinite.

2.2. Indicele variabilității. Indicele variabilității în sensul liniilor de perturbație (transversal), conform definiției din [1] este numărul *s* dat de relația :

$$\mu_\beta = h^{*-s} \tag{1}$$

în care :

μ_β este un număr care caracterizează *variabilitatea funcție de o variabilă pe un interval dat* ; definit ca raportul dintre o valoare medie a derivatei și o valoare medie a funcției respective : $\mu = \frac{\text{o valoare medie absolută a derivatei}}{\text{o valoare medie absolută a funcției}}$.

— h^* este grosimea adimensională a învelișului, definită prin raportul $h^* = \frac{h}{R}$ în care ; h este semigrosimea învelișului iar R raza suprafeței mediane a învelișului.

Funcția a cărei variabilitate trebuie stabilită este starea transversală de tensiune.

2.2.1. Determinarea indicelui variabilității pentru starea transversală de tensiune. Legea de variație a eforturilor $T_1\ T_2\ S$ pe circumferință este [5] :

$$\left.\begin{aligned} T_1 &= +\frac{p}{R}\alpha^2\cos\varphi ;\\ T_2 &= -Rp\cos\varphi ;\\ S &= -2p\alpha\sin\varphi , \end{aligned}\right\} \tag{2}$$

în care : p este încărcarea superficială, proiectată pe un plan orizontal, kg/cm² sau t/m² ; α, β — coordonate curbilinii pe suprafața mediană ; φ — coordonata unghiulară.

Valorile medii — pe un sfert de circumferință — ale funcției $T_{1,2}$ și ale derivatei sale sînt :

$$T_{\text{med}\,(0-90)} = \frac{p}{R}\,\alpha^2\,\frac{2}{\pi}\int_0^{\pi/2}\cos\varphi\,\frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}\varphi}\,d\varphi =$$

$$= \frac{2p\,\alpha^2 R}{R\pi}\left|\,\sin\varphi\,\right|_0^{\pi/2} = \frac{2p\,\alpha^2 R}{R\pi} ;$$

se notează :

$$\frac{p}{R}\,\alpha^2 = A \text{ și rezultă : } T_{\text{med}} = \frac{2AR}{\pi}$$

$$\left[\frac{\partial}{\partial\beta}\,T_{\text{med}}\right] = \frac{2}{\pi}\int_0^{\pi/2}\frac{\partial}{\partial\beta}\left(A\cos\varphi\,\frac{\mathrm{d}\beta}{\mathrm{d}\varphi}\,\mathrm{d}\varphi\right) = -\frac{2A}{\pi}$$

Valoarea parametrului μ_β este:

$$\mu_\beta = \frac{\left[\frac{\partial}{\partial\beta} T_{\text{med}}\right]}{[T_{\text{med}}]} = \frac{\left|\frac{2A}{\pi}\right|}{\left|\frac{2AR}{\pi}\right|} = \left|\frac{1}{R}\right|.$$

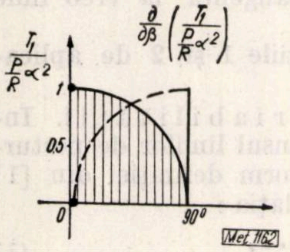


Fig. 2. Variația funcțiilor T_1 și S și a derivatelor lor în raport cu coordonata β.

În continuare din formula (1) rezultă:

$$\frac{1}{R} = h^{*-s},$$

de unde se obține formula indicelui de variabilitate transversală:

$$s = -\frac{\ln\left(\frac{1}{R}\right)}{\ln h^*} = -\frac{\lg\left(\frac{1}{R}\right)}{\lg h^*}. \tag{3}$$

2.3. **Indicele variabilității în sensul longitudinal.** Indicele variabilității în sensul longitudinal este definit de formula (1):

$$\vartheta = \frac{1 + \nu s}{2 + \nu}, \tag{4}$$

în care: ϑ este indicele variabilității în direcția perpendiculară pe linia de perturbație, deci în lungul liniei *asimptotice*; s — indicele variabilității în sensul liniei transversale; ν — multiplicitatea liniei asimptotice (la învelișuri de curbură zero $\nu = 2$).

2.4. **Criteriul lungimii învelișului.** Pentru determinarea lungimii maxime a învelișului între două margini frontale sau două reazeme, la care se poate aplica teoria fără momente cu o eroare prescrisă ε, se utilizează formula [1]:

$$\varepsilon = \frac{h^2 1^4{}_{(\max)}\,\mu^8}{72\,R^6} = \frac{h^{*2}\,l^4_{(\max)^4}\,\mu^8}{72\,R^4}, \tag{5}$$

în care: ε este eroarea admisibilă; $h^* = \frac{h}{R}$, în care h este semigrosimea învelișului, m, și R raza suprafeței mediane, m; $\mu = \frac{1}{R}$ — parametrul care caracterizează indicele variabilității (punctul 2.2.).

Din această formulă se deduce valoarea lungimii maxime:

$$l_{MX} = \sqrt[4]{\frac{72\,R^4\cdot\varepsilon}{h^*\,2\mu^8}} = \sqrt[4]{\frac{72\cdot R^{12}\,\varepsilon}{h^{*2}}} =$$

$$= \sqrt[4]{72\cdot\varepsilon\cdot h^{*-2}\cdot R^3}.$$

Pentru o eroare admisibilă se alege următoarea valoare: $\varepsilon_{\text{adm}_{MX}} = 0{,}1$ (eroare de 10%) în care caz lungimea maximă este dată de următoarea formulă:

$$l_{MX} = \sqrt[4]{7{,}2\cdot h^{*-2}\cdot R^3}. \tag{6}$$

3. *Exemple de calcul.* Indicele variabilității se determină pentru cazurile arătate în tabela 1.

Rezultă că pentru orice joc de raze și grosimi de table utilizate la construcții de cuptoare $s < 0{,}25$.

Lungimea maximă se determină pentru aceleași cazuri.

Se aplică formula (6) și se obțin rezultatele arătate în tabela 2.

Tabela 1

R, m	2			1,8			1,5		
2h, m	0,04	0,032	0,024	0,04	0,032	0,024	0,04	0,032	0,024
h^*	$1\cdot10^{-2}$	$0{,}8\cdot10^{-2}$	$0{,}6\cdot10^{-2}$	$1{,}11\cdot10^{-2}$	$0{,}889\cdot10^{-2}$	$0{,}667\cdot10^{-2}$	$1{,}33\cdot10^{-2}$	$1{,}068\cdot10^{-2}$	$0{,}8\cdot10^{-2}$
S	0,151	0,144	0,135	0,1303	0,1245	0,1172	0,0945	0,09	0,085
ϑ	0,1745	0,178	0,1824	0,1848	0,1878	0,1913	0,2028	0,2050	0,2075

Tabela 2

R, m	$R_1 = 2$			$R_2 = 1{,}8$			$R_3 = 1{,}5$		
2h, m	0,04	0,032	0,024	0,04	0,032	0,024	0,04	0,032	0,024
l_{MX}, m	27,6	30,8	35,6	24,2	27	31	19,1	21,4	24,8

Se constată că lungimile maxime admisibile depășesc lungimile efective ale deschiderilor între reazeme.

Concluzii. Din expunerea făcută rezultă că toate condițiile ca starea de solicitare dintr-un înveliș cilindric de tipul corpului cuptorului rotativ (cu excepția unor zone reduse în apropierea reazemelor și liniilor de perturbație) să fie fără momente sînt îndeplinite și ca atare pentru calculul eforturilor și deplasărilor se poate aplica teoria simplificată fără momente (de membrană) a învelișurilor subțiri. Îndeplinirea condițiilor de aplicabilitate justifică din punct de vedere teoretic utilizarea metodelor expuse în [3] și [5] la calculul de rezistență al corpului cuptorului.

Un factor deosebit de important este lungimea deschiderilor între reazeme. Din calculul numeric de la punctul 3.2. rezultă că pentru grosimile de tablă uzuale ($2\,h = 24$ mm) starea fără momente se păstrează pe întreaga deschidere atunci cînd aceasta nu depășește lungimi de ordinul a 25 m. Această constatare este valabilă și pentru tronsoane de tablă mai groasă ($2\,h = 32$ mm). Pentru tablă de grosimea $2\,h = 40$ mm, ar fi necesar să se micșoreze deschiderile, dar table de această grosime se utilizează numai pe porțiuni scurte, ranforsate (de exemplu sub inelele de rulare). Lungimea maximă a deschiderii între reazeme este direct proporțională cu diametrul cuptorului și invers proporțională cu grosimea pereților. La cuptoare cu diametre mici traveele din tablă îngroșată trebuie să fie scurtate sub 20 m.

O verificare practică a acestor premise teoretice s-a făcut în [5]. S-au calculat momentele încovoietoare și eforturile de forfecare care se produc în înveliș și s-a constatat că ele sînt mici în comparație cu eforturile de întindere, compresiune și lunecare, ceea ce caracterizează starea de solicitare fără momente. Starea de solicitare poate fi calculată prin procedeul descris în [3], [5] în întregul corp al cuptorului, cu excepția zonelor din apropierea liniilor de perturbație, unde peste starea de bază trebuie să se suprapună efectul de contur [6], precum și a zonelor supuse acțiunii forțelor concentrate (sub inelele de rulare), unde starea de solicitare este mixtă și necesită aplicarea unor metode bazate pe teoria cu momente a învelișurilor subțiri [4].

BIBLIOGRAFIE

[1] Goldenweizer, A. L. *Teoria tonkih uprughih obolocek*. GITTL, 1953. [2] Norojilov, V. V. *Teoria tonkih obolocek*. Sudpromghiz, 1951. [3] Wingerter, F. *Die Berechnung der Drehöffen*. VDI, Bd 87, nr. 27–28, 1943. [4] Visarion, V. *Elemente de calcul pentru plăcile curbe subțiri*. Ed. ARPR, 1961. [5] Vasiliev, G. și Gunescu, R. *Calculul de rezistență al cuptoarelor rotative bazat pe teoria plăcilor curbe subțiri*. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 12, 1961. [6] Vasiliev, G. și Cunescu, R. *Aplicarea teoriei efectului de contur la calculul de rezistență al cuptoarelor rotative*. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 7, 1962.

Documentare

CZ 669.71.018.45–492 : 621.762

Materiale rezistente la temperaturi înalte din pulberi de aluminiu oxidate

Dintre produsele metalurgiei pulberilor, este studiată cu deosebit interes în ultimii ani o gamă de materiale uşoare, rezistente la cald, din pulbere de aluminiu oxidată sau în amestec cu alumină, cunoscute sub numele de SAP (specennîi aluminievîi poroşok, Sintern Aluminium Powder) în Europa, APMP (Aluminium Powder Metallurgy Products) în S.U.A., Hiduminium 100 în Anglia etc.

Apariţia primelor materiale Al-Al_2O_3 are la bază încercarea de sinterizare a pulberii lamelare fine de aluminiu, prin care s-au obţinut produse cu proprietăţi mult superioare aluminiului turnat, datorită prezenţei fazei fin dispersate de oxid [1], [2]. Dată fiind importanţa deosebită a acestor materiale pentru tehnica modernă, cercetările ulterioare, efectuate în diferite ţări, s-au extins asupra materialelor din sistemul Al-Al_2O_3 cu pînă la 20% alumină, folosindu-se pulberi de aluminiu lamelare sau granulare, oxidate natural şi artificial sau în amestec mecanic cu alumină, făcîndu-se încercări de obţinere a diferitelor materiale de acelaşi tip, cu bază metalică aliată.

Literatura clasifică materialele mixte metal-ceramică cu conţinut redus de fază refractară (cum sînt materialele Al-Al_2O_3) la limita inferioară a domeniului cermeturilor, cu metale (aliaje metalice) cu material ceramic intergranular, al cărui efect principal este mărirea prin dispersie a rezistenţei bazei metalice [3], [4], ; acest fenomen, care se manifestă atît la temperaturi ambiante, cît mai ales la temperaturi ridicate, conferă materialului, ca urmare a împiedicării recristalizării şi blocării limitelor grăunţilor [4], [5] caracteristici mecanice la cald şi în special o rezistenţă la fluaj superioare metalelor (aliajelor) turnate pînă la temperaturi apropiate de punctul de topire al bazei metalice.

Materialele din sistemul Al-Al_2O_3 au o structură bifazică metal-material ceramic şi posedă un ansamblu de proprietăţi rezultate din proprietăţile componenţilor, dintre care unele superioare acestora, care se menţin la cald pînă aproape de temperatura de topire a componentului cel mai uşor fuzibil (metalul).

Asocierea aluminiului cu propriul său oxid în sistemul metaloceramic Al-Al_2O_3 este deosebit de avantajoasă, în special din trei puncte de vedere:

1. Dintre toate mecanismele de mărire a rezistenţei materialelor metalice, cel realizat la materialele Al-Al_2O_3 este cel mai eficace, datorită lipsei practic totale a reacţiilor dintre metal şi faza ceramică pînă la temperatura de topire a primului.

2. Această asociere este deosebit de importantă pentru obţinerea de materiale uşoare (a căror greutate specifică maximă admisibilă în construcţia de maşini aeriene este de ε g/cm^3), deoarece dintre fazele refractare folosite în general în cermeturi, alumina are raportul dintre modulul de elasticitate şi greutatea specifică cel mai mare $\left(\frac{E}{\gamma} \simeq 12\right)$.

3. Deoarece aluminiul este un metal care se oxidează uşor, formînd un oxid refractar, există posibilitatea obţinerii fazei ceramice direct prin oxidarea pulberii metalice; acest fapt este deosebit de important, deoarece reprezintă un mijloc pentru realizarea unei dispersii fine şi uniforme a fazei ceramice şi a unei legături strînse între fazele în prezenţă, fenomene care condiţionează obţinerea proprietăţilor optime. Din acest punct de vedere, pe drept cuvînt, sistemul Al-Al_2O_3 este considerat ca ideal.

Din sistemul Al-Al_2O_3 s-au studiat pînă în prezent în special acele materiale cu bază metalică, în care conţinutul de oxid este realizat prin oxidarea naturală a pulberii de aluminiu lamelară fină ($\leqslant 17\%$ Al_2O_3) sau granulară, obţinută prin atomizare ($\leqslant 60\,\mu$, $\leqslant 3-4\%$ Al_2O_3).

Studierea în continuare a întregului domeniu Al-Al_2O_3, în diferite condiţii de realizare a amestecurilor intime între faze, prezintă un deosebit interes teoretic şi practic, putînd conduce la obţinerea de materiale uşoare cu proprietăţi variate, utilizabile în diferite domenii ale tehnicii moderne (de exemplu, prin mărirea conţinutului de oxid creşte modulul de elasticitate al materialului, apropiindu-se treptat de cel al oţelului [6] etc.).

Principalii factori care determină structura şi proprietăţile materialelor Al-Al_2O_3. O teorie general valabilă asupra materialelor metalice cu fază ceramică intergranulară, care să permită dezvoltarea lor în sensul alegerii celor mai favorabile combinaţii şi compoziţii şi al îmbunătăţirii proprietăţilor materialelor existente, trebuie să fie axată pe studiul factorilor care determină structura intimă a acestor materiale şi al relaţiilor complexe care există între microstructură şi proprietăţi, deoarece acestea sînt consecinţa, în primul rînd, a structurii şi în măsură mai redusă a concentraţiei.

Factorii structurali importanţi, a căror corelaţie influenţează nemijlocit proprietăţile materialelor de acest tip, sînt următorii:

1. Mărimea grăuntelui masei metalice de bază are aceeaşi influenţă ca şi la materialele metalice, caracteristicile de rezistenţă crescînd, iar cele de plasticitate scăzînd o dată cu mărirea fineţei grăuntelui. Mărimea grăuntelui depinzînd direct de gradul de fineţe al pulberilor folosite rezultă necesitatea de a folosi pulberi cît mai fine pentru a obţine caracteristici de rezistenţă optime.

2. Corelaţia cantitativă dintre componenţii structurali este determinată de conţinutul de fază refractară al materialului. Faza de oxid acţionează asupra proprietăţilor în special prin intermediul structurii, concentraţia sa fiind un element secundar faţă de factorii structurali importanţi ca: mărimea grăuntelui, fineţea dispersiei, natura legăturii metal-oxid etc. De exemplu, materialele din pulberi atomizate grosolane, deşi au un conţinut ridicat de oxid amestecat mecanic, au caracteristici de rezistenţă inferioare materialelor din pulberi fine oxidate natural cu conţinut mic de oxid, datorită nerealizării acestor condiţii structurale.

3. Mărimea şi forma particulelor fazei refractare. La fel ca în cazul perlitelor lamelare şi globulare, cu cît particulele (filmele) de oxid sînt mai mici

(subţiri), cu atît caracteristicile de rezistenţă au valori mai mari, iar plasticitatea este mai redusă şi invers ; de asemenea, materialele cu particule sferoidizate de oxid sînt mai plastice decît cele cu particule alungite [7]. Rezultă că în amestecurile mecanice trebuie să se folosească pulbere de oxid cît mai fină ($\leqslant 1\ \mu$), iar în procesul de presare la cald trebuie să se realizeze spargerea filmelor de oxid pentru a se obţine o plasticitate mai mare a materialelor, în special la pulberile lamelare.

4. Natura dispersiei particulelor de oxid. Particulele de oxid trebuie să fie dispersate în masa metalică de bază cît mai fin şi uniform; fineţea dispersiei se realizează general (atît la pulberile oxidate, cît şi la amestecurile mecanice) prin folosirea de pulberi cît mai fine. Uniformitatea dispersiei fazei ceramice este o condiţie de prim ordin pentru asigurarea unor valori ridicate ale proprietăţilor; distribuţia eterogenă a oxidului şi crearea de zone metalice întinse conduc la degradarea proprietăţilor şi produc dificultăţi în operaţia de extrudere a produselor. Realizarea dispersiei uniforme este o problemă tehnologică dificilă la obţinerea amestecurilor mecanice de pulberi, în timp ce la pulberile oxidate ea se produce, în măsură mai mare sau mai mică, de la sine.

Fineţea şi uniformitatea dispersiei fazei ceramice sînt factorii structurali care afectează, în primul rînd, comportarea la fluaj a materialelor. Prin această prismă se explică diferenţa între rezistenţa la fluaj a produselor din pulberi oxidate şi din amestecuri mecanice sau a produselor din pulberi lamelare fine şi atomizate, grosolane.

5. Natura legăturii dintre faza metalică şi ceramică. Pentru toate materialele metal-ceramică este necesară realizarea unei legături cît mai efective, a unei aderenţe cît mai strînse între fazele în prezenţă [8], [9], care este condiţionată de comportarea reciprocă a fazelor la interfaţa de contact metal-ceramică. La materialele Al-Al_2O_3 este posibilă realizarea aderenţei prin interacţiune superficială, care se poate obţine prin crearea unui amestec intim de faze fin dispersate sau, în special, prin crearea unei treceri treptate de la reţeaua fazei metalice la cea a fazei ceramice pe zone de ordinul fracţiunilor de micron (întrepătrundere, armonizare a reţelelor) pe calea oxidării naturale sau artificiale. În cazuri mai complexe, realizarea legăturii se poate face pe calea interacţiunii în volum a fazelor în prezenţă (formarea de soluţii sau compuşi chimici de trecere între faza metalică şi cea ceramică). În ambele cazuri, rezultatul interacţiunii este scăderea energiei interfaciale, ceea ce echivalează cu o legătură puternică între fazele în prezenţă, fapt deosebit de important în special pentru sistemele pe bază de metale refractare, care au mare tensiune superficială.

6. Reacţiile posibile între faza metalică şi cea ceramică condiţionează, în primul rînd, natura legăturii dintre faze, permiţînd armonizarea celor două reţele prin difuziunea atomilor la interfaţa metal-oxid sau formarea de faze noi (soluţie solidă, compus chimic). În al doilea rînd, natura şi amploarea acestor reacţii la diferite temperaturi condiţionează stabilitatea structurală a materialului la temperatura de utilizare, factor deosebit de important, care determină în ultimă instanţă toate celelalte proprietăţi. Stabilitatea structurală la cald a materialelor Al-Al_2O_3 este una din caracteristicile lor principale. În timp ce mecanismele uzuale de mărire a rezistenţei (prin atomi dizolvaţi, prin realizarea ordinei apropiate, prin deformare şi prin durificare prin dispersie) au aplicabilitate pînă la temperaturi de ordinul a 40—50% sau maximum 70% din temperatura absolută de topire a componentului metalic principal, materialele Al-Al_2O_3 sînt utilizabile teoretic pînă la temperatura de topire a aluminiului, practic pînă aproape de 90% din valoarea în grade absolute a acesteia, datorită faptului că între constituenţii structurali nu are loc nici o reacţie pînă la temperatura de topire a aluminiului.

Pe lîngă aceşti factori importanţi, legaţi direct de structura materialului, trebuie amintiţi doi factori generali care condiţionează structura şi proprietăţile materialelor metal-oxid.

În primul rînd, proprietăţile componenţilor au o deosebită influenţă asupra tehnologiei de obţinere a produselor, condiţionează proprietăţile ansamblului şi realizarea factorilor structurali indicaţi mai sus şi, deci, delimitează domeniul de utilizare a materialelor. Printre aceste proprietăţi, care trebuie luate în considerare la alegerea combinaţiilor metal-oxid, cele mai importante sînt pentru metal: temperatura de topire şi recristalizare, forma cristalografică, rezistenţa la coroziune şi oxidare, proprietăţile fizico-mecanice în ansamblu, capacitatea de măcinare şi de prelucrare a pulberilor etc., iar pentru oxid: temperatura de topire, forma cristalografică, proprietăţile fizico-mecanice în ansamblu, natura şi amploarea interacţiunii cu metalul la diferite temperaturi, capacitatea de măcinare etc.

În al doilea rînd, parametrii diferitelor etape ale procesului de elaborare a produselor trebuie astfel realizaţi încît să conducă la obţinerea structurii şi deci a proprietăţilor optime. O mare influenţă au în această direcţie operaţiile de amestecare a pulberilor, de presare la cald şi extrudere, care determină în primul rînd fineţea şi uniformitatea dispersiei fazei refractare şi gradul de compactizare a materialului. Deformarea plastică a produselor Al-Al_2O_3 la operaţiile de presare la cald, extrudere sau laminare are efecte considerabile asupra compactizării materialului şi aranjamentului reciproc al fazelor, putînd ameliora sau înrăutăţi dispersia fazei refractare [10], [11].

Rezultă, în concluzie la consideraţiile expuse mai sus, că structura optimă a unui material de tip Al-Al_2O_3 este o masă metalică de bază cu grăunte cît mai fin, în care sînt dispersate fin şi uniform pe limitele grăunţilor particulele de fază refractară, între cele două faze existînd o aderenţă cît mai strînsă şi nici o reacţie pînă la temperatura maximă de utilizare. Efectul prezenţei fazei refractare este acela de mărire a rezistenţei prin dispersie, al cărui mecanism probabil este următorul: rezistenţa mărită la temperatura ambiantă se datoreşte în special fineţei grăuntelui masei metalice, precum şi prezenţei oxidului fin dispersat care contribuie la mărirea modulului de elasticitate al ansamblului şi blochează limitele grăunţilor, opunîndu-se deformărilor plastice; rezistenţa mecanică mare la temperatură ridicată şi comportarea bună la fluaj sînt datorite, în special, particulelor foarte stabile fin dispersate de oxid care împiedică creşterea acestora la recristalizare şi imobilizează limitele acestora, care au rolul predominant în mecanismul deformării plastice la temperaturi ridicate [4]. Discontinuitatea repartizării particulelor de oxid pe limitele grăunţilor asigură materialului o plasticitate suficientă, care depinde evident şi de plasticitatea masei metalice de bază. Proprietăţile fizice, ca de exemplu, conductibilitatea electrică şi termică depind în special de fineţea grăunţilor şi de numărul interfeţelor metal-oxid, scăzînd cu fineţea pulberii şi mărirea conţinutului de oxid [3], [5].

Judecînd prin această prismă se poate explica clar diferenţa de comportare între diferitele produse Al-Al_2O_3: produsele din pulberi lamelare fine oxidate natural îndeplinesc toate condiţiile structurale enumerate mai sus, avînd cele mai bune proprietăţi; produsele din pulberi atomizate oxidate natural au proprietăţi inferioare datorită grăuntelui grosolan şi cantităţii insuficiente de fază dispersă; în fine, produsele din amestecuri mecanice pe bază de pulberi atomizate nu îndeplinesc condiţia aderenţei între faze, iar celelalte condiţii structurale sînt realizate pe o treaptă inferioară, deci ele nu pot atinge nivelul valorilor proprietăţilor celorlalte materiale.

Produse Al-Al_2O_3 *din pulberi oxidate. Elaborarea şi principalele lor proprietăţi.* Pentru obţinerea acestor materiale se folosesc pulberi de aluminiu comercial (99,3—99,6%) lamelare sau granulare. Pulberile lamelare se obţin prin măcinarea umedă sau uscată a pulberilor atomizate de diferite fineţi, iar pulberile granulare prin atomizare. Conţinutul de oxid al pulberilor oxidate natural depinde de fineţea particulelor, ajungînd pînă la 14—17% la pulberile lamelare foarte fine şi 3—4% la pulberile granulare fine.

Oxidarea naturală a pulberilor limitează mărirea conţinutului de oxid prin necesitatea fineţii avansate, deşi s-au pus la punct procedee de oxidare naturală avansată a pulberilor în însuşi procesul de obţinere a lor (obţinerea pulberilor lamelare grele de mare fineţe cu pînă la 15% Al_2O_3 [12] şi a pulberilor atomizate cu 6—12% Al_2O_3 [13]). De aceea, în scopul măririi conţinutului de oxid se folosesc metode de oxidare artificială, prin încălzire la 350—450°C în curent de aer, oxigen sau abur [10] sau prin depunerea pe particulele de pulbere de aluminiu a unei pelicule de Al (OH)$_3$, care prin încălzire se transformă în Al$_2$O$_3$ [14] etc. Este evident că oxidarea artificială avansată a pulberilor prezintă deosebit interes pentru realizarea conţinuturilor mari de oxid (peste 20—30%), care se obţin în prezent numai prin amestecarea mecanică intimă pe diferite căi a pulberii de aluminiu cu alumină cît mai fină ($\leqslant 1\ \mu$).

Produsele comerciale din unele ţări, folosite încă pe scară restrînsă, au la bază exclusiv pulberi fine oxidate natural, în special lamelare şi mai puţin atomizate. Astfel, produsele A.I.A.G. (SAP-uri) sînt elaborate din pulberi lamelare foarte fine, alcătuite din lamele cu grosimea $\geqslant 0{,}01\ \mu$, aglomerate în procesul de măcinare, ceeace conferă pulberii o greutate volumetrică mărită de 0,7—0,8 g/cm^3, favorabilă pentru presare; produsele lamelare Alcoa sînt elaborate din pulberi asemănătoare.

Procedeele de obţinere a produselor Al-Al$_2$O$_3$ cu bază metalică sînt puţin studiate în literatură sub raportul influenţei parametrilor procesului de elaborare asupra proprietăţilor produselor obţinute, în majoritatea cercetărilor folosindu-se tehnica de obţinere a SAP-urilor, în unele cazuri cu mici modificări. Variantele acestui procedeu sînt următoarele: *1*) presare la rece (2—5 tf/cm^2 urmată de presare la cald (500—600°C, 5—10 tf/cm^2) [2], [5] etc.; *2*) presare la rece (2—5 tf/cm^2), apoi sinterizare (500—600°C), aer) şi presare la cald (500—600°C, 5—10 tf/cm^2) [1], [5] etc.; *3*) presare la rece (2—5 tf/cm^2) şi sinterizare sub presiune (500—600°C, 5 tf/cm^2, 15 min) [1], [5] etc.

Aproape în toate cazurile produsele obţinute sînt extrudate la presă (500—600°C), 5—10 tf/cm^2, reduceri 16—20 :1) [2], [5], [10], [15], [16] etc. matriţate (500—600°C, 5—10 tf/cm^2 [15], [17] etc. sau laminate (350—500°C, reduceri 10—20% la o trecere) [11], [16] etc.

În U.R.S.S., tehnologia de elaborare a materialelor Al-Al$_2$O$_3$ s-a dezvoltat cu succes pe scară semiindustrială şi industrială, obţinîndu-se semifabricate cilindrice cu diametrul de 100—300 mm, care sînt apoi prelucrate la forma finală prin extrudere sau forjare. Un procedeu original de elaborare constă în presarea la cald la temperatura de 450°C şi presiunea de 100 kgf/mm^2, urmată de tratament termic în trepte (100—500°C), realizînd materiale de calitate superioară din pulberi lamelare fine [18].

În aceste procedee presarea la rece are rolul de a crea un compact de pulbere uşor manevrabil cu greutatea volumetrică de aproximativ 2 g/cm^3, reducînd în acelaşi timp înălţimea matriţei de presare la cald.

Este evident că presarea la cald este cea mai potrivită operaţie pentru obţinerea acestor produse. Datorită dimensiunilor foarte mici ale particulelor de pulbere, conţinutului de oxid şi greutăţii volumetrice mici, pulberile se sinterizează greu; pe de altă parte, datorită plasticităţii aluminiului, pulberile au o bună capacitate de presare, în procesul de presare producîndu-se sfărîmarea peliculelor de oxizi şi stabilirea de contacte, cel puţin prin puncte, între particulele de aluminiu permiţînd difuziunea. Rezultă deci că sinterizarea este favorizată prin aplicarea simultană a temperaturii şi presiunii.

Parametrii principali ai operaţiei de presare la cald sînt:

— temperatura: prin folosirea unei temperaturi prea joase se obţine o compactizare insuficientă a produsului, defect care se manifestă prin ruperi premature la cald şi la rece;

— presiunea este evident în strînsă corelaţie cu temperatura, ambele acţionînd în acelaş sens;

— durata presării la cald se pare că nu are o influenţă primordială, neputîndu-se compensa valorile prea mici ale temperaturii şi presiunii prin mărirea timpului de presare;

— caracteristicile pulberii: cu cît pulberea este mai fină şi conţinutul de oxid mai mare, este necesară o temperatură mai ridicată de presare la cald.

Aprecierea rezultatelor operaţiei de presare la cald sau de presare şi sinterizare se poate face în bune condiţii prin compactitatea produselor, determinată prin măsurarea greutăţii lor volumetrice. În condiţii optime ale proceselor, produsele ating compactitatea maximă (greutatea volumetrică devine egală cu cea specifică a aluminiului, 2,7 g/cm^3). Extruderea ulterioară, ca rezultat al deformării adiţionale, ridică valoarea greutăţii volumetrice la 2,8 g/cm^3, conferind materialului structura finală.

Pentru pulberile atomizate, grosolane (100—200 μ) cu conţinut redus de oxid (1—3%) s-au obţinut rezultate bune prin presare la rece (5—8 tf/cm^2), urmată de sinterizare (600°C, 30 min, aer) [19].

Un ultim procedeu mai puţin cunoscut de obţinere a materialelor Al-Al$_2$O$_3$ cu pînă la 30% oxid, din pulbere lamelară sau atomizată ($\leqslant 60\ \mu$) oxidată natural sau în amestec cu alumină constă în presarea la cald direct a pulberii, la presiuni mici (cîteva kgf/mm^2) şi temperaturi optime de peste 540°C, obţinîndu-se compacte cu densitate de cel puţin 30% din aceea a produsului final care apoi sînt prelucrate la densitatea finală prin extrudere sau forjare [20].

În tabela 1 sînt prezentate sintetic cele mai importante produse Al-Al$_2$O$_3$ elaborate din pulberi lamelare fine şi granulare atomizate şi principalele lor proprietăţi mecanice [7], [10], [16], [21], [22], [23]. Datele din această tabelă pun în evidenţă faptul că materialele Al-Al$_2$O$_3$ acoperă o gamă largă de valori ale proprietăţilor, ceea ce condiţionează variatele lor utilizări; variaţia acestor proprietăţi cu conţinutul de oxid se manifestă prin creşterea caracteristicilor de rezistenţă şi scăderea celor de plasticitate o dată cu creşterea acestuia. De asemenea, din tabela 1 reiese că rezistenţa la cald a acestor materiale (350—450°C) are valori ridicate, iar alungirea scade cu temperatura (contrar aliajelor de aluminiu turnate), fenomen caracteristic materialelor mixte metal-ceramică, datorit probabil blocării limitelor grăunţilor de către particulele de oxid [4].

Trăsătura caracteristică a materialelor Al-Al$_2$O$_3$ din pulbere lamelară fină oxidată este faptul că ele au la temperatura ambiantă proprietăţi mecanice superioare aluminiului turnat sau forjat şi apropiate de cele ale aliajelor de aluminiu uzuale, tratate termic, iar la cald (200—500°C) sînt mult superioare acestora din punct de vedere al caracteristicilor mecanice statice, rezistenţei la fluaj şi la oboseală; materialele elaborate din pulberi atomizate oxidate natural se plasează din punct de vedere al proprietăţilor mecanice între aluminiul turnat şi aliajele sale.

Evoluţia la cald a caracteristicilor mecanice statice pune în evidenţă superioritatea produselor Al-Al$_2$O$_3$ faţă de aliajele uzuale de aluminiu la temperaturi peste 200°C şi la încălziri de lungă durată, datorită marii lor stabilităţi structurale pînă la temperaturi ridicate. Acest fapt este evidenţiat de diagramele din figurile 1 şi 2 pentru SAP, produsele Alcoa din pulberi lamelare fine avînd o comportare analogă [2], [5], [10], [22].

Comportarea la fluaj, caracteristică deosebit de importantă pentru aliajele folosite la temperaturi ridicate, pune

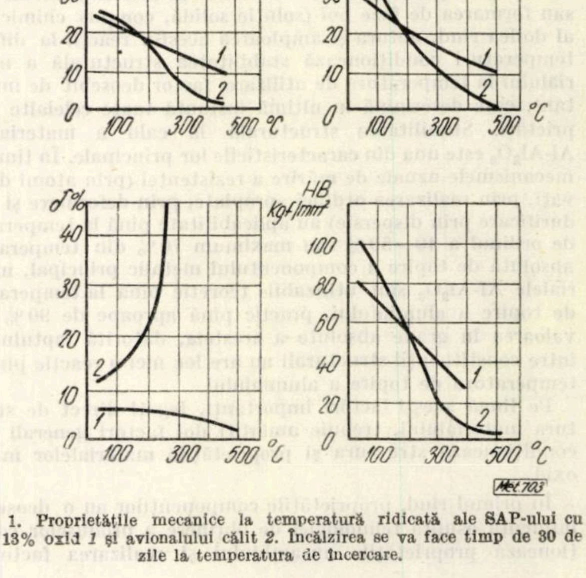


Fig. 1. Proprietăţile mecanice la temperatură ridicată ale SAP-ului cu 10—13% oxid *1* şi avionalului călit *2*. Încălzirea se va face timp de 30 de zile la temperatura de încercare.

Tabela 1

Principalele proprietăți mecanice ale materialelor Al – Al_2O_3

Materialul	Natura pulberii	Conținutul de oxid, % (greutate)	Temperatura de încercare, °C	σ_r kgf/mm²	$\sigma_{0,2}$ kgf/mm²	δ_r %	HB kgf/mm²
M 255	atomizată 2,77 μ	0,5 – 1,0	20	14,2 – 17,3	8,5 – 12,6	25 – 31	–
			316	5,5 – 6,3	5,0 – 5,5	17 – 28	
M 293	atomizată 1,35 μ	1,0 – 3,0	20	19,3	12,3	25	–
MD 13	atomizată 147 – 208 μ	0,2	20	10,7 – 11,4	5,5	36 – 40	
			400	2,8	–	–	–
MD 105	atomizată 5 – 15 μ	1,4	20	17,2	–	33 – 34	–
			400	6,1	–	26	–
R 3 M	atomizată 3±2 μ	1,75	20	19,0	–	32	–
			400	6,6	–	28 – 34	–
MD 2 100	lemelară fină	3,0	20	25,0	12,9 – 13,8	14	–
			400	9,1 – 9,3	–	14,4 – 15,2	–
MD 5 100	lemelară fină	5,7	20	31,2 – 31,3	16,4	5 – 6	–
			400	13,2 – 13,6	–	6 – 7,6	–
MD 3 100	lamelară fină	9,4	20	39,6 – 40,7	–	4	–
			400	15,7 – 14,5	–	3 – 5	–
MD 7 100	lamelară fină	12,3	20	37,0 – 38,0	21,3	3	–
			400	16,2 – 16,6	–	0,8 – 2,6	–
M 257	lamelară fină	5,8	20	26,0	16,8	17	–
			427	8,5	7,7	5	–
M 276	lamelară fină	15 – 17	20	37,5	24,0	7	–
			427	11,3	10,5	3	–
SAP 930	lamelară fină	6 – 8	20	23,0 – 25,0	12,0 – 15,0	18 – 26	55 – 70
			400	6,9 – 9,0	6,9 – 8,5	6 – 11	–
SAP 895	lamelară fină	9 – 11	20	29,2 – 37,2	18,2 – 22,8	8 – 12	80 – 95
			400	10,0 – 12,0	9,0 – 11,0	3 – 7	–
SAP 865	lamelară fină	12 – 14	20	34,0 – 37,0	21,0 – 24,0	6 – 9	90 – 100
			400	11,8 – 14,2	11,0 – 11,8	2,5 – 6	
Hiduminium 100	lamelară fină	9 – 11	20	38,0 – 40,0	24,0 – 26,0	6 – 9	–

în evidenţă aceeaşi superioritate. Astfel, rezistenţa limită la fluaj (considerată ca sarcina care produce o alungire permanentă maximă de 0,25%) a produselor Al-Al_2O_3 din pulberi lamelare fine este superioară aliajelor de aluminiu încă de la 150°C (fig. 3); viteza de fluaj la sarcină constantă a materialelor Al-Al_2O_3 este incomparabil mai mică decît aceea a aliajelor de aluminiu (fig. 4), avînd valoarea de $0{,}9\cdot10^{-3}$%/h pentru primele şi de $400\cdot10^3$%/h pentru avionalul călit la sarcina de 9 kgf/mm²[17].

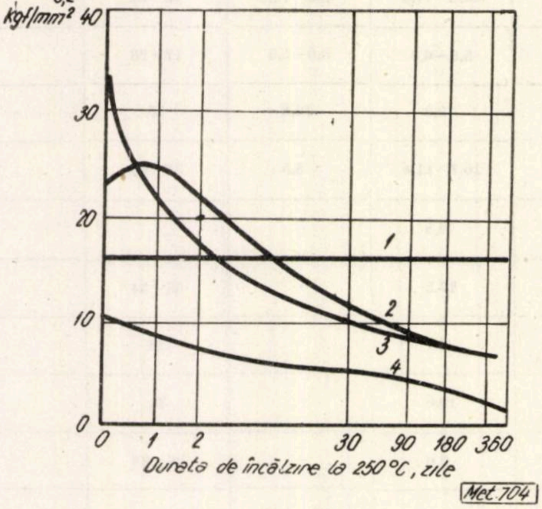


Fig. 2. Variaţia $\sigma_{0,2}$ (după încălzire de foarte lungă durată) în funcţie de timpul de încălzire la 250°C pentru SAP cu 10–13% oxid *1*, aliaj Y călit *2*, avional călit *3* şi aluminiu pur semidur *4*.

Compararea duratei pînă la rupere sub sarcină la diferite temperaturi pentru SAP cu 10–14% Al_2O_3, M255 şi cele mai bune aliaje din aluminiu turnate şi forjate (fig. 5) indică superioritatea evidentă a SAP-ului faţă de celelalte produse şi faptul că produsele Al-Al_2O_3 din pulberi atomizate, grosolane, oxidate natural au proprietăţi slabe, datorită grăuntelui grosolan şi conţinutului redus de oxid. Frîngerea curbelor pentru M255 (punctele *A* şi *B*, fig. 5) nu este încă explicată suficient, presupunîndu-se numai că ea indică pentru produsele extrudate din pulberi atomizate o instabilitate, în modul de deformare, asemănătoare aliajelor de aluminiu uzuale [22].

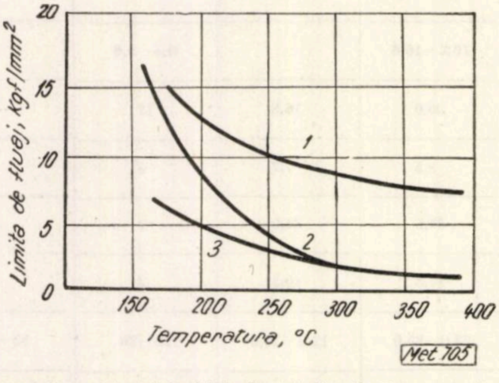


Fig. 3. Variaţia rezistenţei limită la fluaj în funcţie de temperatură pentru SAP cu 10–13% oxid *1*, avional şi aliaj Y călite *2* şi avional moale *3*, supuse la încălzire timp de 2 000 ore.

Rezistenţa la oboseală a produselor Al-Al_2O_3 din pulberi lamelare fine devine superioară tuturor aliajelor de aluminiu uzuale la temperaturi peste 200–300°C sau peste un anumit număr limită de cicluri de solicitare (atît la îndoiri alternate, cît şi la tracţiune repetată) [17], [21], [23]. Acest lucru este pus în evidenţă pentru SAP-urile cu 10–14% Al_2O_3 de către diagramele din figurile 6 şi 7.

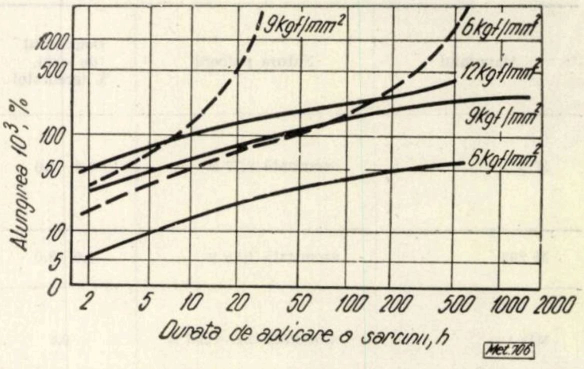


Fig. 4. Alungirea SAP-ului (——) şi avionalului (……) sub sarcini de 6,9 şi 12 kgf/mm² aplicate la 250°C, în funcţie de timp.

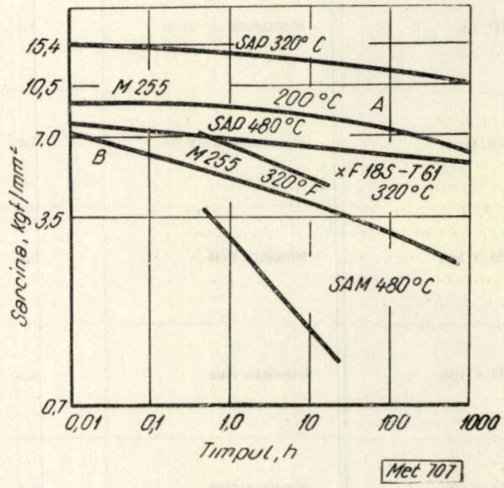


Fig. 5. Compararea caracteristicilor de fluaj a două produse Al-Al_2O_3 cu aliajul forjat XF18S–T61 (Al–Cu–Mg) şi aliajul turnat SAM (Special Aluminium Mischmetall).

Pe lîngă caracteristici de rezistenţă superioare aliajelor de aluminiu uzuale la temperaturi peste 200°C, produsele Al-Al_2O_3 au o serie de caracteristici fizice şi chimice remarcabile, ca de exemplu: greutate specifică mică, conductibilitate termică şi electrică mare, coeficient de dilatare mic etc. Astfel, greutatea specifică a produselor Al-Al_2O_3 este de aproximativ

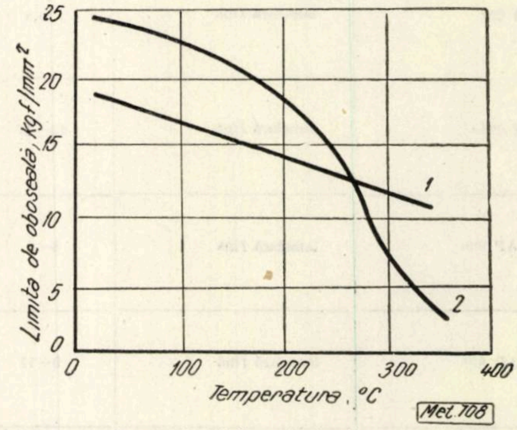


Fig. 6. Limita de oboseală la solicitare de tracţiune repetată în funcţie de temperatură pentru SAP *1* şi aliaj Y călit *2*.

2,8 g/cm³, puţin superioară aluminiului pur datorită prezenţei oxidului cu greutate specifică de 4 g/cm³. Temperatura de topire este mai ridicată cu 100—150°C decît aceea a aluminiului pur. La 660°C piesele îşi păstrează forma exterioară, deşi au o consistenţă păstoasă, în acest moment materialul pierzîndu-şi însă proprietăţile [5]. Conductibilitatea electrică scade cu conţinutul de oxid, avînd valori cuprinse între 25,9 m/ohm·mm² şi 18,1 m/ohm·mm² pentru conţinuturi de oxid de 10—21 %, ceea ce reprezintă aproximativ 70 % din conductibilitatea electrică a aluminiului pur, în timp ce aliajul Y are o conductibilitate electrică de numai 50 % din aceea a aluminiului pur. Conductibilitatea termică este foarte bună (0,4—0,45 cal/cm²s°C), reprezentînd aproximativ 80 % din aceea a aluminiului pur (60 % pentru aliajul Y) [5], [16], [17]. Coeficientul de dilatare termică este redus, reprezentînd aproximativ 80 % din cel al aluminiului pur (93 %) pentru avional şi 89 % pentru aliajul Y). Valoarea lui este $20\cdot10^{-6}$ cm/cm°C între 20 şi 100°C şi $22{,}5\cdot10^{-6}$ cm/cm°C între 20—500°C [16]. În opoziţie cu aliajele de aluminiu, produsele Al-Al_2O_3 nu prezintă o alungire permanentă la încălzire, datorită transformărilor din reţeaua cristalină.

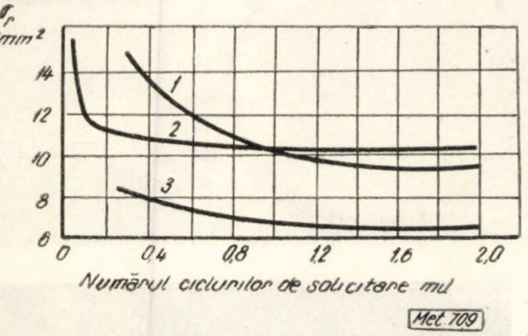


Fig. 7. Rezistenţa la oboseală la 250°C, pentru SAP *2*, avional îmbătrînl *1* şi avional stabilizat *3*.

Rezistenţa la coroziune a acestor materiale faţă de toate mediile (atmosferă, apă la fierbere, acizi slabi etc.) este aceeaşi ca şi pentru aluminiul pur; faţă de apa de mare, produsele Al-Al_2O_3 se comportă ca şi anticorodalul. Se pare că nu prezintă fenomenul de coroziune sub sarcină [5], [16]. De asemenea, materialele Al-Al_2O_3 au o bună rezistenţă la uzură şi la şoc termic.

Materiale de tip Al-Al_2O_3 *cu bază metalică aliată.* Încercările de aliere a bazei metalice a produselor Al-Al_2O_3 au ca scop fie mărirea modulului de elasticitate şi a temperaturii de topire a acesteia, fie obţinerea unei mase de bază de tipul aliajelor uşoare de aluminiu, care să poată fi tratată termic [5]. Alierea s-a făcut pornind de la amestecuri de pulberi (pe baza constatării că difuziunea este mult mai rapidă în aceste materiale decît în aluminiul pur [5], [22]) sau de la pulberea aliajului respectiv, obţinîndu-se materiale Al-Cu-Al_2O_3 (din 1—5 % pulbere de Cu$\leqslant$40μ şi 1—15 % Al_2O_3), Al-Cu_2Mg-Al_2O_3 şi avional cu 10 % alumină, provenit din pulbere de avional măcinat în moară Hametag [5].

Cercetările efectuate asupra aliajelor Al-Cu-Al_2O_3 tratate termic, comparativ cu produsele nealiate, arată că ele au proprietăţi superioare la temperatură ambiantă datorită tratamentului termic, însă prin încălzire de scurtă durată la 400°C, ameliorarea introdusă de acesta dispare complet. De asemenea, rezistenţa avionalului cu 10 % Al_2O_3 este superioară celei a SAP-ului pînă la 200°C, pentru ca apoi să scadă sub valoarea rezistenţei acestuia (fig. 8).

Din aceste încercări rezultă concluzia că rolul preponderent în menţinerea rezistenţei mecanice la cald îl joacă particulele de oxid, de faze intermetalice precipitate în masa de bază ca urmare a tratamentului termic dizolvîndu-se la temperaturi peste 200°C [5]. Pe de altă parte, alierea cu elemente care, la conţinuturi mici dau soluţie solidă cu aluminiul, realizează o mărire redusă a modulului de elasticitate. Studierea în continuare a acestor materiale este totuşi interesantă pentru obţinerea de produse noi în legătură cu unele proprietăţi deosebite pe care le au materialele aliate (coeficient de dilatare foarte mic, rezistenţă remarcabilă la uzură etc.) [5].

În sfîrşit, tehnica de obţinere a SAP-urilor se foloseşte şi pentru obţinerea de aliaje complexe de aluminiu din pulberi atomizate fără conţinut de fază refractară, realizîndu-se materiale cu proprietăţi superioare aliajelor turnate de aluminiu, datorită faptului că, la conţinuturi bogate de elemente de aliere, se obţin viteze mari de difuziune şi se evită segregarea chimică a acestora.

Domeniile de utilizare a produselor Al-Al_2O_3. Datorită proprietăţilor lor remarcabile, materialele Al-Al_2O_3, în special cele elaborate din pulberi lamelare fine, au întrebuinţări în cele mai variate domenii ale tehnicii moderne. Astfel, datorită rezistenţei bune la fluaj, ele pot înlocui aliajele de aluminiu uzuale în toate întrebuinţările lor la temperaturi peste

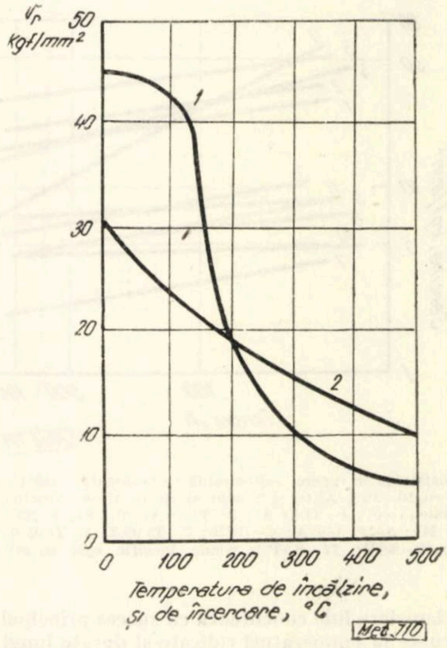


Fig. 8. Rezistenţa la tracţiune a avionalului cu 10% Al_2O_3 *1* şi SAP-ului *2* după încălzire timp de 6 luni la diferite temperaturi.

Tabela 2

Domeniile de utilizare a produselor Al — Al_2O_3

Nr.	Domeniul	Denumirea piesei	Semifabricate
1	Industria aeronautică	— pistoane pentru motoare de avioane:	matriţate
		— unele piese ale motoarelor turbopropulsoare şi turboreactoare;	matriţate
		— învelişuri pentru avioane supersonice, rachete etc.;	table
		— piese mobile.	matriţate
2	Industria de automobile	— învelişuri pentru autovehicule de mare viteză;	table
		— pistoane sau piese pentru pistoanele motoarelor Diesel;	matriţate
		— segmenţi.	
3	Industria constructoare de maşini	— piese rezistente la uzură;	matriţate
		— piese mobile;	matriţate
		— palete şi discuri de compresoare;	matriţate
		— elemente de constructie metalică a aparatelor solicitate la cald;	profile extrudate
		— schimbătoare de căldură;	tuburi extrudate
		— supape pentru aer cald;	matriţate
		— cilindri pneumatici;	matriţate
		— carcase:	tablă
		— piese de etanşare pentru turbine cu gaz.	matriţate
4	Tehnica nucleară	— cilindri pentru îmbrăcarea barelor de uraniu	tuburi
5	Industria electrotehnică	— conductori de curent	bare extrudate

200°C în special în domeniul atît de important al construcțiilor de mașini aeriene; proprietățile fizice ca dilatarea redusă, conductibilitatea termică ridicată și punctul de topire cu peste 150°C mai înalt decît cel al aluminiului fac ca aceste materiale să fie ideale pentru pistoane; avînd o bună rezistență la coroziune și permeabilitate la neutroni, produsele Al-Al_2O_3 se folosesc în reactorii atomici pentru îmbrăcarea barelor de uraniu etc.

În tabela 2 sînt prezentate domeniile generale de utilizare a acestor materiale [2], [5], [23].

Compararea caracteristicilor de rezistență ale materialelor Al-Al_2O_3 cu cele ale aliajelor uzuale folosite în construcții aeronautice [2], [23] arată că materialele elaborate din

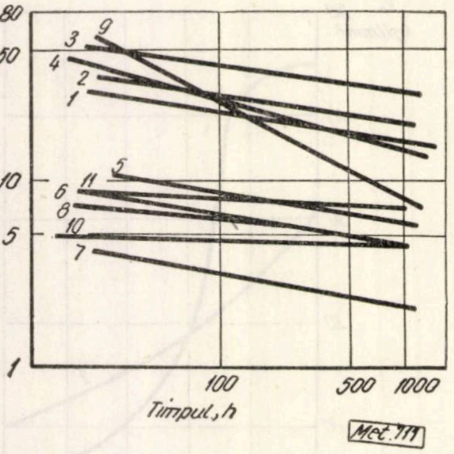
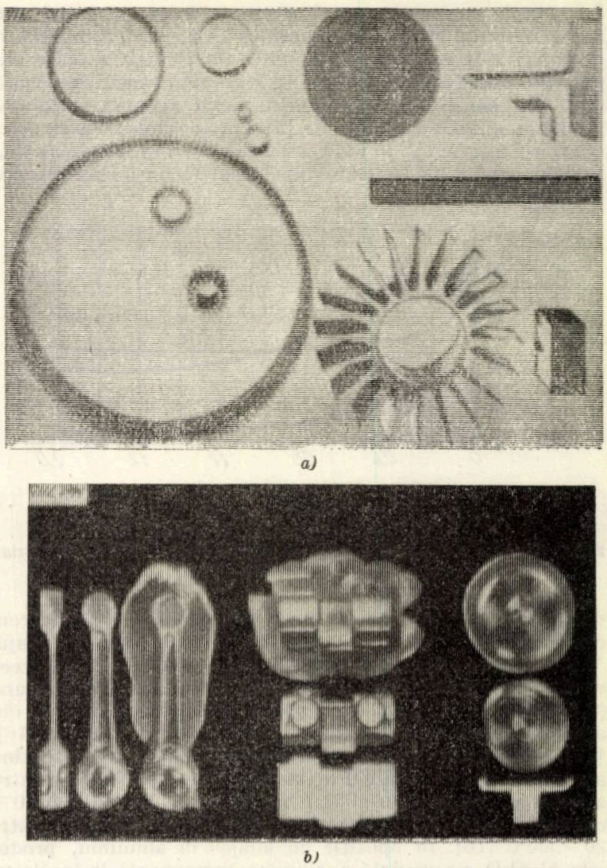


Fig. 9. Rezistența la rupere sub sarcină permanentă (540°C, 1 000 ore) a SAP-ului cu 10−15% Al_2O_3 și a unor aliaje de titan experimentale (1−4) și comerciale (5−9): *1*−Ti−6 Al; *2*−Ti−6 Al−0.5 Si; *3*−Ti−8 Al−4Mo; *4*−Ti−30 Mo; *5*−Ti 150 A; *6*−RC70; *7*−Ti 99,2; *8*−Ti 99,0; *9*−MST−3 Al−5 Cr; *10*−SAP; *11*−SAP la volum specific egal cu cel al titanului.

pulberi lamelare fine concurează cu succes principalele materiale turnate la temperaturi ridicate și durate lungi de încercare, în special dacă se ține seama de raportul dintre caracteristicile mecanice și greutatea specifică a materialelor. Acest fapt este arătat în figura 9, în care se prezintă curbele rezistenței la rupere sub sarcină permanentă pentru unele aliaje de titan și SAP (1 000 ore).

Produsele Al-Al_2O_3 se pot obține prin extrudere sau matrițare sub formă de piese foarte variate (profile, tuburi, bare, table, piese de diferite forme etc.) și prezintă avantajul unei prelucrări comode și al unei asamblări ușoare prin sudare sub presiune sau cu nituri și șuruburi din același material. În unele cazuri, cînd este vorba de piese mari sau cu profil complicat (în special pistoane), este rațională înserarea în zonele puternic solicitate termic ale pieselor din aliaje uzuale de aluminiu ale unor semifabricate de formă simplă din materiale Al-Al_2O_3 [24]. În figura 10 se prezintă cîteva produse extrudate (*a*) și matrițate (*b*) din SAP 895 [23].

Deși prezintă aceste avantaje evidente, produsele Al-Al_2O_3 se folosesc încă pe scară restrînsă, în special datorită prețurilor de cost ridicate, legat mai ales de procedeele complexe de obținere a pulberii lamelare foarte fine.


a)

b)

Fig. 10. Produse extrudate *a* și matrițate *b* din SAP 895.

BIBLIOGRAFIE

[1] Irmann, R. *Congres de matériaux resistant a chaud*. Paris, 1954. [2]. Irmann, R. *Metalurgia italiană*, nr. 8, 1957, p. 605−611. [3]. Kieffer, R., Meyer, R. *Chimie et Industrie*, nr. 4, 1958, p. 414−431. [4]. Grant, J. N., Preston, O. *Journal of Metals*, nr. 3, 1957, p. 349−357. [5]. Irmann, R. *Congres International de l'aluminium*, Paris, 1954, p. 347−358. [6]. R. de Fieury, *Revue de l'aluminium*, nr. 188, 1952, p. 183−185. 7]. Lenel V. F., Ansell, S. G., Nelson C. E. *Journal of Metals*, nr. 1, 1957, p. 117−124. [8] Economos G., Kingery D. W. *Journal of the American Ceramic Society*, nr. 10, 1953, p. 362 − 335. [9]. Williams S. L., Eng, B., Phill, D., Murray, P., *Metallurgia*, nr. 295, 1954, p. 210−217. [10]. Lenel, V.F., Backensto, B. A., Rose, V.M. *Journal of Metals*, nr. 1, 1957, p. 124−130. [11]. Hérenguel, J., Boghen, J. *Congres International de l'aluminium*, Paris, 1954, p. 341−346. [12]. *Brevet francez*, nr. 1.062.545, 1954. [13]. *Brevet german*, nr. 803.908, 1956. [14]. *Brevet U.R.S.S.*, nr. 117.094, 1957. [15]. Aisenkolb, F. *Poroșkovaia metallurghiea*, Metallurgizdat, Moscova, 1959. [16]. Doyle, M. W., *Sheet Metal Industries*, nr. 344, 1955, p. 889−890. [17]. Zeerleder A. *Métaux Corrosion Industries*, nr. 322, 1954, p. 265−277. [18]. Șelamov, A. V. *Izvestiia vîsșih ucebnîh zavedenii*, Tvetnaia metallurghia, nr. 1, 1961, p. 134−140. [19]. Lvov, K. G., *Voprosî poroșkovoi metallurghii i procinosti materiallov*, vîp. III, izd. A. N. USSR, Kiev, 1956, p. 97−107. [20]. *Brevet elvețian* nr. 341.997, 1955. [21]. Lyle, P. J., *Materials and Methods*, nr. 4, 1956, p. 106−111. [22]. Gregory E., Grant, J. N. *Transactions AIME*, nr. 200, 1957, p. 247−252. [23]. Bloch, A. E., *Metallurgical Reviews*, nr. 22, 1961. p. 193−239. [24]. Kessler, H. *Metal Industry*, nr. 16, 1960, p. 321−324.

Ing. **I. Oprescu** și ing. **A. Protopopescu**

Sudarea cu ultrasunete

CZ 621.791:534.321.9

Aplicarea ultrasunetelor la sudarea prin presiune la rece a început să fie studiată după 1951, fiind urmată de experimentări pentru îmbinarea mai bună a construcțiilor aeronautice din aluminiu. Dezvoltările recente în domeniul sudării cu ultrasunete au condus la obținerea de îmbinări sudate ale diferitelor combinații de metale. Se știe că îmbinarea metalelor de natură diferită prin procedeele obișnuite de sudură este legată de o serie întreagă de dificultăți care sînt eliminate la sudarea cu ultrasunete.

Combinațiile posibile pentru sudarea cu ultrasunete prin puncte a diferitelor metale și semiconductori sînt indicate în figura 1.

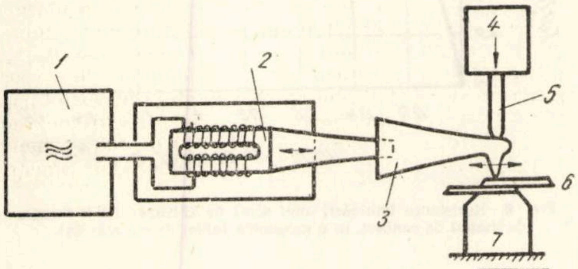
Sudarea cu ultrasunete se execută la rece și se realizează aplicînd în zona suprafețelor de îmbinat energie vibratorie într-un plan paralel cu suprafețele tablelor.

Aceasta are loc printr-un sistem traductor, care transformă energia electrică de înaltă frecvență într-o vibrație mecanică cedată în zona sudurii. La aceasta este necesară aplicarea unei forţe de presare (1–250 kg) mult mai mică în comparaţie cu forţa necesară pentru sudarea prin presiune la rece, care menţine materialele în contact în timpul aplicării energiei vibratorii ultrasonice. În figura 2 se arată de exemplu schema unei maşini de sudură prin puncte, iar în figura 3 schema unei maşini de sudură cu ultrasunete în linie, pentru table şi benzi.

Al	Be	Cu	Ge	Au	Fe	Mg	Mo	Ni	Pd	Pt	Si	Ag	Ta	Sn	Ti	W	Zr	
▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨	▨		▨	Al + aliaje
	▨														▨			Be + aliaje
		▨		▨	▨		▨	▨		▨		▨			▨		▨	Cu, alamă
				▨						▨								Ge
				▨	▨			▨		▨	▨							Au
					▨		▨	▨		▨		▨			▨	▨	▨	Fe
						▨						▨						Mg + aliaje
							▨	▨					▨		▨	▨	▨	Mo + aliaje
								▨		▨					▨			Ni + aliaje
									▨			▨						Pd + aliaje
											▨							Pt + aliaje
													▨					Si
												▨	▨				▨	Ag + aliaje
													▨					Ta + aliaje
														▨				Sn
															▨			Ti + aliaje
																▨		W + aliaje
																	▨	Zr + aliaje

Met.862

Fig. 1. Combinaţiile posibile pentru sudarea cu ultrasunete a diferitelor metale şi semiconductoi [1].



Fg. 2. Schema unei maşini de sudură cu ultrasunete prin puncte: 1 – generator de curenţi de înaltă frecvenţă; 2 – vibrator generator de ultrasunete; 3 – capul vibratorului (sonotrod); 4 – cilindru cu aer comprimat; 5 – tijă de apăsare; 6 – suport (reflector-sonotrod); 7 – tablele de sudat.

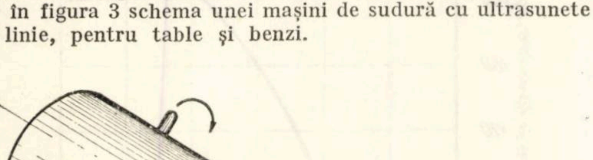


Fig. 3. Schema unei maşini de sudură cu ultrasunete în linie pentru table şi benzi [2].

S-au construit echipamente comerciale, care operează în zona frecvenţelor de 15–60 kHz, cu puteri pînă la 4 000 W. Ca aspect exterior există asemănare între o maşină de sudură cu ultrasunete şi una de sudură electrică, cu deosebire că manipularea maşinii cu ultrasunete este mai simplă iar consumul de energie cu mult mai mic. Deformarea în grosime a îmbinării este, în general, neglijabilă (de obicei sub 5%).

Amplitudinea vibraţiilor trebuie să treacă de un prag inferior de 5–10μ. Pentru a ilustra ordinea de mărime şi influenţa diferiţilor parametri, care intervin în procesul de sudare cu ultrasunete, se arată schematic în figura 4 legătura între sudarea prin presiune şi sudarea cu ultrasunete (domeniul de lucru la sudarea cu ultrasunete este dublu haşurat).

În figura 5 se arată influenţa frecvenţei asupra rezistenţei de îmbinare la sudarea cu ultrasunete a aliajelor de aluminiu.

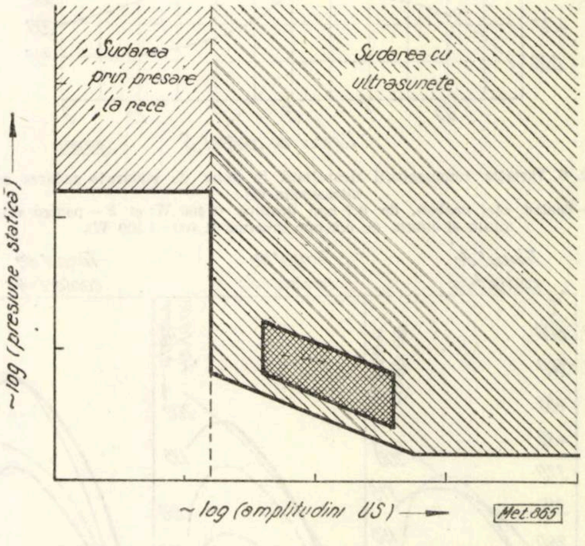


Fig. 4. Sudare prin presiune la rece şi sudare cu ultrasunete [1].

În zona sudurii executată cu ultrasunete are loc o ridicare locală şi de scurtă durată a temperaturii, fără să aibă loc topirea suprafeţelor. Asemenea încălziri locale sînt favorabile pentru obţinerea unor îmbinări de calitate, cu tot timpul scurt în care are loc procesul de sudare. În figura 6 se arată variaţia temperaturii dezvoltate în cusătură, la sudarea cu ultrasunete, pentru materiale diferite.

Relaţia dintre puterea dezvoltată şi temperatura atinsă în zona de sudură a aliajelor de aluminiu, în funcţie de forţa

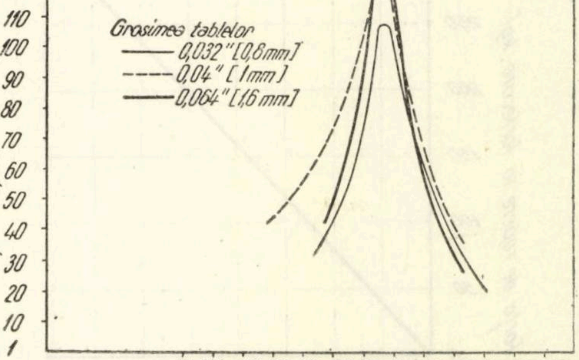


Fig. 5. Influenţa frecvenţei asupra rezistenţei la forfecare a îmbinărilor sudate cu ultrasunete a aluminiului şi aliajelor de aluminiu [4].

de apăsare şi timpul de contact la sudarea cu ultrasunete se arată în figura 7.

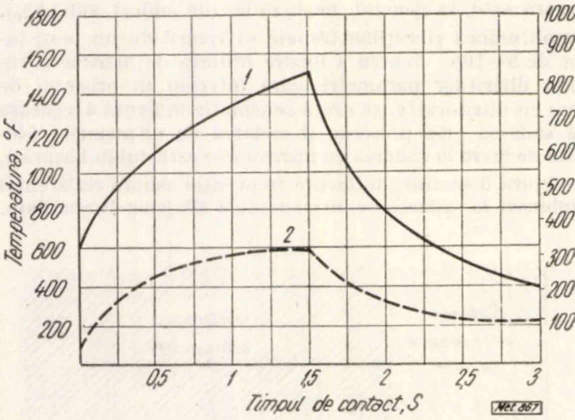


Fig. 6. Variaţia temperaturii dezvoltată în zona de sudare la sudarea cu ultrasunete [2]:
1 – pentru oţel carbon, de 0,7 mm grosime (1 400 W) şi 2 – pentru aluminiu şi cupru, de 0,8 mm grosime (1 400 – 1 500 W).

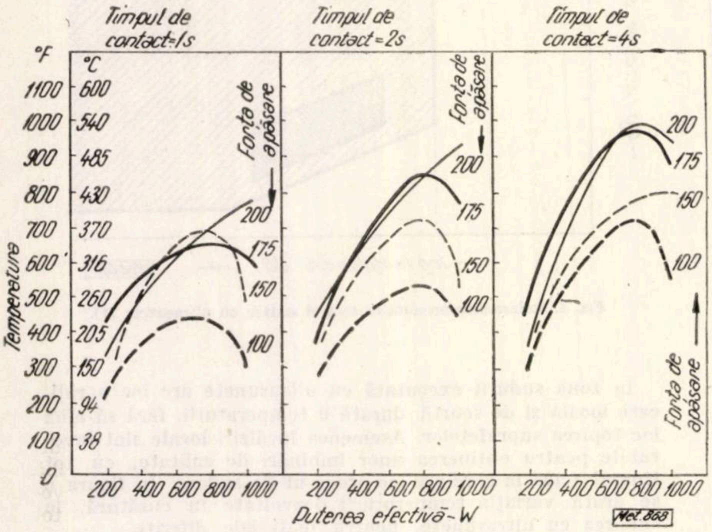


Fig. 7. Puterea necesară şi temperatura atinsă în zona de sudare în funcţie de forţa de apăsare şi durata de contact la sudarea cu ultrasunete a aluminiului şi aliajelor sale [4].

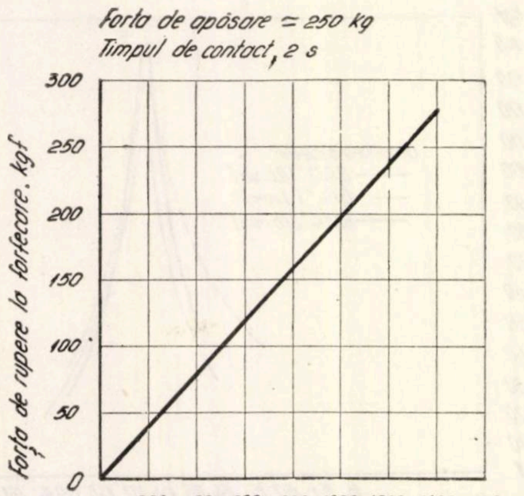


Fig. 8. Rezistenţa îmbinării unui aliaj de Al (2024–T3), sudat cu ultrasunete în funcţie de puterea dezvoltată, la o grosime a tablei de 0,5 mm [8].

Rezistenţa îmbinării prin sudarea cu ultrasunete a unui aliaj de aluminiu (2024 – T 3) în funcţie de puterea dezvoltată, de timpul de contact şi de forţa de apăsare, la o grosime a tablei de 0,5 mm, este arătată în figurile 8, 9 şi 10.

Grosimea de material care poate fi îmbinată satisfăcător este limitată de puterea actuală a utilajelor construite. Limitarea grosimii se referă numai la grosimea unuia din metalele de sudat, celălalt putînd fi o tablă groasă sau un bloc, ca în cazul placării. Aluminiul, cuprul şi aliajele lor se pot îmbina pînă la grosimi de 2,5 mm, în timp ce sudarea oţelului şi aliajelor pe bază de nichel este limitată în prezent la circa 1 mm grosime.

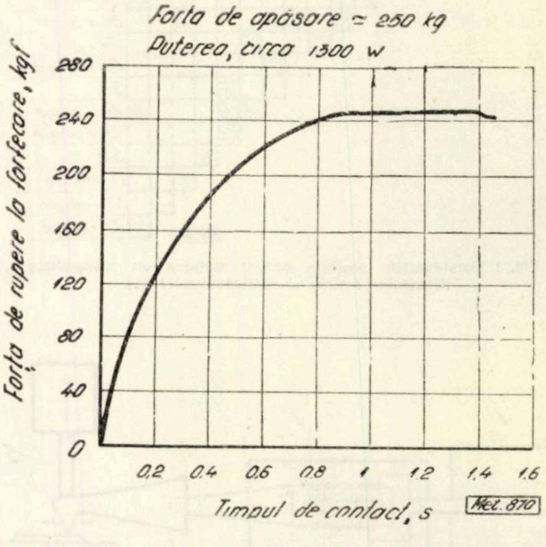


Fig. 9. Rezistenţa îmbinării unui aliaj de Al (2024–T3) în funcţie de timpul de contact, la o grosime a tablei de 3,5 mm [3].

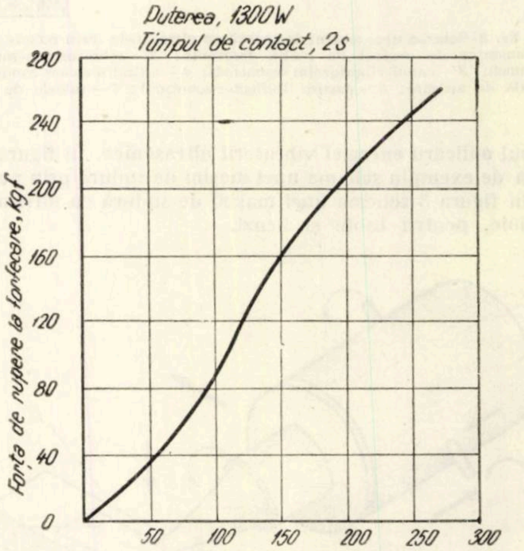


Fig. 10. Rezistenţa îmbinării unui aliaj de Al (2024–T3) în funcţie de forţa de apăsare, la o grosime a tablei de 0,5 mm [3].

Rezistenţele la frecare obţinute la sudurile executate cu ultrasunete sînt corespunzătoare pentru utilizarea în constucţii de maşini.

În cele mai multe cazuri, la sudarea cu ultrasunete, nu este necesară pregătirea îngrijită a suprafeţelor de sudat şi nici utilizarea vreunui flux oarecare. La aliajele de aluminiu este necesară pregătirea numai a suprafeţelor cu straturi prea groase de oxizi rămase de la tratamente termice. Suprafaţa

— o dată curăţată chimic sau mecanic — nu mai trebuie curăţată din nou, chiar după trecerea unui timp îndelungat de la prima curăţare. Sudarea cu ultrasunete se poate executa chiar şi în prezenţa unor straturi, ca de exemplu : lacuri, adezivi, straturi subţiri de oxizi etc.

Sudarea cu ultrasunete se poate folosi pentru realizarea unor îmbinări dificile sau imposibil de realizat prin alte procedee. De aceea, ea prezintă un mare interes pentru aplicaţii în industria vehiculelor auto, în construcţia de reactoare, în construcţii aeronoautice, în industria electrotehnică şi electronică.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Lehfeldt W.* Schweissen von Aluminium mittels Ultraschall, Aluminium Heft 4—1961, 5.226.

[2] *Potthoff W. C.* ş.a. Ultrasonic Welding of Dissimilar-Metal Combinations. Welding Journal, Vol. 39. February 1960, p. 131.

[3] *Collins F. R.* ş.a. Ultrasonic Welding of aluminium, Welding Journal, Vol. 38, october 1959, pag. 969.

[4] *Byron Jones* ş.a. Ultrasonic Welding of Structural Aluminium Alloys. Welding Journal, Vol. 37. March 1958, pag. 81—85.

[5] *Silin L. I.* ş.a. Noi metode de sudare şi tăiere (extras din „Svarocinoie proizvodstve" nr. 12 — 1960) Meralurgia şi Construcţia de Maşini 13 (1961) nr. 3, pag. 274.

Ioan Franţiu

Mecanismul structural al transformărilor de faze la încălzirea oţelului şi practica tratamentului termic. Sadovskii V. D. În : *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov*, nr. 3, 1962.

În articol se face o analiză, îndeosebi pe baza lucrărilor efectuate la Institutul de fizica metalelor al Academiei U.R.S.S., a stării actuale a acestei probleme. Pe baza studiilor efectuate s-au stabilit următoarele concluzii :

1. Nu întotdeauna în urma încălzirii oţelului pentru austenitizare se obţine un grăunte austenitic mic. Adeseori la o încălzire neînsemnată peste punctul Ac_3, grăuntele obţinut poate fi egal cu grăuntele mare al structurii iniţiale, ceea ce înseamnă că structura nu se afinează întotdeauna în urma austenitizării.

2. Ipoteza că dimensiunile grăunţilor de austenită, care se obţin la încălzirea peste punctul Ac_3, nu ar depinde de tratamentul termic prealabil sau de structura iniţială a oţelului, nu corespunde realităţii.

3. Structura austenitei care se formează depinde în mod esenţial de viteza de încălzire în intervalul temperaturilor de austenitizare.

4. Procesul de austenitizare în oţelurile hipoeutectoide se întinde pe un larg interval de temperaturi şi se efectuează la o temperatură mai înaltă atunci cînd încălzirea se realizează cu o viteză mică.

5. Într-o serie de cazuri, cînd peste Ac_3 se formează direct grăunţi mari de austenită, creşterea în continuare a temperaturii conduce la fărîmiţarea grăunţilor de austenită, şi nu la creşterea lor, după cum se aştepta.

6. Totuşi, şi în aceste cazuri structura iniţială are o influenţă esenţială asupra structurii austenitei, influenţă ce se manifestă de astă dată în textura intragranulară, în limitele microvolumelor care reflectă grăuntele iniţial mare. Distrugerea acestei texturi se poate realiza fie prin mărirea duratei de menţinere, fie prin creşterea temperaturii de austenitizare.

7. O deformare plastică prealabilă, efectuată la temperaturi sub punctul Ac_1, ocazionează în unele cazuri o influenţă considerabilă atît asupra procesului de austenitizare, cît şi asupra structurii austenitei ce se formează.

O serie de probleme referitoare la mecanismul fizic al fenomenelor descrise mai sus sînt încă insuficient clarificate, necesitînd studierea lor în continuare. Totuşi, se pot formula unele concluzii practice cu referire îndeosebi asupra acelor tratamente termice menite să corecteze structura cu grăunţi grosolani din piesele turnate, piesele supraîncălzite la forjare, matriţare sau laminare, piesele îmbinate prin sudare etc. Aceste concluzii, redate pe categorii de oţeluri, sînt următoarele :

Oţelurile de construcţie aliate

1. Manifestarea eredităţii structurale depinde, în esenţă de caracterul structurii iniţiale a oţelului. În acest sens corectarea unei structuri grosolane şi a aspectului în ruptură se face adesea greu la structurile iniţiale cu ordonare cristalografică determinată (martensită de călire şi de revenire, bainită).

2. Corectarea structurii şi a aspectului rupturii oţelurilor hipoeutectoide nu se poate realiza pe deplin în rezultatul unei încălziri numai cu puţin peste Ac_3.

3. Structura cu cea mai fină granulaţie se obţine în rezultatul unei încălziri cu viteză mare, pe cînd o încălzire lentă poate să nu afineze structura iniţială grosolană.

4. În cazul încălzirii oţelului călit cu o viteză foarte mare (prin inducţie sau băi de săruri), cu puţin deasupra punctului Ac_3, grăunţii de austenită cresc pînă la dimensiunile iniţiale. Fărîmiţarea acestor grăunţi şi corectarea aspectului rupturii se poate obţine fie prin mărirea duratei de menţinere la această temperatură, fie prin ridicarea temperaturii de austenitizare.

5. Ridicarea temperaturii de austenitizare poate provoca fărîmiţarea grăuntelui austenitic chiar şi în cazul cînd structura grosolană nu s-a format atunci, ci este rezultată în urma unei supraîncălziri prealabile.

6. Cel mai eficace mod de înlăturare a urmelor unei supraîncălziri rămîne totuşi recoacerea completă cu descompunerea austenitei, la răcire, într-o structură de tip perlitic. În legătură cu aceasta trebuie precizat că o trecere repetată prin punctele critice nu înlătură urmele supraîncălzirii dacă la răcire nu a fost asigurată formarea unei structuri perlitice, ci s-a format o structură cu orientare cristalografică determinată (punctul 1).

7. Pentru corectarea structurii cu grăunţi mari, la alegerea vitezei de răcire sau a timpului de recoacere izotermă trebuie să se ia în considerare faptul că viteza de transformare este mai mică în cazul unei structuri iniţiale cu grăunţi mari de austenită, decît viteza de transformare în cazul unei structuri fine.

8. În cazul structurilor cu orientare cristalografică determinată (martensită, bainită), creşterea vitezei de încălzire favorizează efectuarea procesului de austenitizare la temperaturi mai mici, în comparaţie cu o încălzire lentă. Acelaşi efect asupra accelerării austenitizării se obţine şi printr-o deformare plastică prealabilă, efectuată sub temperatura punctului Ac_1.

Cele expuse mai sus sînt perfect valabile numai dacă structura oţelului înainte de încălzire pentru austenitizare este de tip ferito-perlitic. În cazul oţelurilor mai puternic aliate, pentru care stabilitatea austenitei subrăcite este mai mare, chiar şi în urma unei răciri lente, se obţine o structură cu orientarea cristalografică determinată şi înlăturarea urmărilor supraîncălzirii prealabile este mai dificilă.

Oţeluri aliate pentru cementare

1. Existenţa unei structuri iniţiale grosolane provoacă obţinerea unui grăunte mare, anormal, în stratul cementat, grăunte care se menţine uneori la aceleaşi dimensiuni chiar şi după călire. Acest fapt impune efectuarea unei recoaceri de normalizare înaintea operaţiei de cementare.

2. În toate etapele prelucrării pieselor cementate trebuie să se acorde o atenţie deosebită vitezei de încălzire pentru austenitizare, întrucît de aceasta depinde în mod esenţial eficacitatea normalizării precum şi structura obţinută după cementare şi după călire.

Oţelurile rapide

1. Austenitizarea prealabilă călirii oţelurilor rapide nu este însoţită de o schimbare a mărimii grăuntelui atît timp cît temperatura nu atinge un anumit interval critic dispus mai sus de 1 150°C. Deasupra acestei temperaturi se formează noi grăunţi, a căror mărime este determinată de structura iniţială şi de viteza de încălzire.

La încălzirea oţelului cu granulaţie iniţială fină se observă o creştere bruscă a grăuntelui, ceea ce conduce la apariţia rupturii cu aspect şistos. La o structură iniţială grosolană, creşterea grăunţilor în acest interval de temperatură este şi mai netă. Totuşi la o încălzire cu viteză suficient de mare (zeci de grade/secundă) poate fi obţinută o granulaţie fină chiar la oţelurile cu granulaţie iniţială mare.

2. Un oţel călit şi revenit timp de cîteva ore la o temperatură ridicată (circa 750°) nu-şi schimbă mărimea grăuntelui la o nouă încălzire pentru austenitizare chiar la temperaturi ridicate. Aceasta înseamnă că un oţel rapid călit normal, cu

structură fină, poate fi călit a doua oară fără pericolul de a avea o ruptură cu aspect șistos, dacă înaintea celei de a doua austenitizări s-a făcut o revenire suficient de înaltă. În același timp, la oțelurile cu structură inițială grobă o nouă încălzire, după o revenire înaltă, nu este însoțită de o îmbunătățire a structurii. Corectarea structurii se obține numai după a doua sau a treia recoacere izotermă, iar eficacitatea unei asemenea recoaceri crește cu ridicarea temperaturii de recoacere pînă la 950°C.

3. O puternică deformație plastică, efectuată în stare austenitică, urmată de o răcire ulterioară rapidă, previne apariția rupturii șistoase la o nouă încălzire pentru călire. Aceasta înseamnă că, în condiții determinate, piesele din oțeluri rapide forjate sau matrițate pot fi călite fără o recoacere intermediară.

Același lucru este valabil și în cazul unei deformații plastice puternice, efectuată la temperaturi sub punctul Ac_1, pe cînd o deformație plastică slabă are un efect neînsemnat.

Aliajele austenitice complex aliate

1. Dacă aliajele austenitice suferă o transformare martensitică în urma unui tratament sub 0°C, atunci adesea formarea austenitei la încălzirea din stare martensitică se realizează, de asemenea, prin mecanismul fără difuzie. Austenitizarea nu este însoțită de fărîmițarea grăunților, deoarece transformarea reversibilă $\alpha \rightarrow \gamma$ conduce la refacerea grăuntelui inițial.

2. În acest caz, structura austenitei poate fi, de asemenea, afinată (fărîmițată) prin creșterea temperaturii de încălzire în domeniul austenitic, ca rezultat al recristalizării austenitei.

Elaborarea oțelului în convertizoare cu oxigen. În: *Metallurg*, nr. 10, 1961, p. 18–20.

Noul procedeu de elaborare în convertizor, bazat pe insuflarea fontei de oxigenul introdus prin partea de sus a convertizorului cu fund plin, cu căptușeală bazică, a fost conceput în U.R.S.S. și introdus cu succes în uzinele metalurgice din Petrovsk și Krivoi-Rog. Avantajele esențiale ale acestui procedeu față de procedul Martin constau în aceea că el necesită investiții mai mici și permite obținerea unui oțel de aceeași calitate la un preț de cost și la un consum de muncă redus.

Tabela 1

Proprietățile mecanice ale oțelului elaborat în convertizoare cu oxigen și ale oțelului Martin necalmat

Oțel	Compoziția chimică, %				Proprietăți mecanice (epruvete longitudinale)			
	C	Mn	S	P	Rezistența la rupere, kgf/mm²	Limita de curgere, kgf/mm²	Raportul dintre limita curgere și rezistența la rupere	Alungirea relativă, %
De convertizor	0,14–0,27	0,4–0,6	0,030–0,053	0,015–0,038	38,5–46,8	25,5–29,5	0.595–0,662	30,9–38,0
Martin	0,18	0,40	0,033	0,036	40,7	25,8	0,635	34,8

După cum rezultă din tabela 1, oțelul elaborat în convertizorul cu oxigen nu se deosebește de oțelul Martin, din punct de vedere al proprietăților mecanice, al încercărilor de rezistență la temperaturi obișnuite sau scăzute, precum și al îmbătrînirii.

Tabela 2

Proprietățile mecanice ale tablei de 1,2 mm grosime laminate la rece

Numărul de ordine convențional al șarjei	Limita de curgere, kgf/mm²	Rezistența de rupere, kgf/mm²	Alungirea relativă, %	Duritatea, HRB
1	23,1	33,9	44,5	50
2	19,2	31,8	50,5	48
3	22,6	33,0	42,0	49
4	21,2	33,6	46,0	50
5	20,8	34,1	45,0	49
Conform GOST	914–56	28–37	Cel puțin 34,0	Cel mult 55.0

În prezent, se elaborează în convertizoare, în mare cantitate, oțel silico-manganos s ab aliat 35 GS, oțel pentru șine și oțel St 5. Experiențele efectuate de Institutul central de cercetări științifice pentru siderurgie la uzinele metalurgice au dovedit, de asemenea, posibilitatea obținerii în convertizor și a unor oțeluri de calitate superioară (oțeluri pentru scule, cabluri, axe, oțeluri de construcție etc.). La uzina metalurgică din Krivoi-Rog au fost elaborate cîteva șarje de oțel de convertizor 08 Kp pentru tabla auto, laminată la rece. Proprietățile mecanice ale tablei laminate la rece obținută din oțel de convertizor cu oxigen satisfac pe deplin condițiile GOST-ului respectiv.

În prezent s-a dovedit că procesul de elaborare în convertizor, din punct de vedere al compoziției încărcăturii, se apropie de cel Martin. Folosirea oxigenului în aerul suflat micșorează cantitatea de azot, și, prin urmare, reduce pierderile de căldură în gazele de evacuare.

În cazul funcționării obișnuite cu suflare de aer, pierderile de căldură în gazele de evacuare reprezintă de obicei 27%; la îmbogățirea aerului cu oxigen pînă la 42%, pierderile se ridică la 14%; la utilizarea oxigenului tehnic pur, pierderile sînt numai de 6–7%.

Calculul arată că, în funcție de conținutul de siliciu în fontă, consumul de fier vechi, în procente este de:

– conținutul de Si în fontă 0.8 0,7 0,6 0,5;
– adaos de deșeuri metalice 23,4 21,1 18.8 16,4.

În funcție de prezența în fontă a altor adaosuri, variază și consumul de fier vechi; mai jos se arată relația dintre conținutul de mangan și consumul de fier vechi pentru o șarjă, în procente:

– conținutul de Mn în fontă 4,5 5,5 6,5 7,5;
– adaos de fier vechi 28,7 33,9 39,2 44,5.

La topirea unor fonte cu un conținut de fosfor de 1,8–2,0% într-un convertizor cu suflare de aer îmbogățit cu oxigen, consumul de fier vechi poate fi de 36–38%, iar la topirea fontelor din Halilovo (3,0% Cr și 0,9% Ni), 34–37%. La uzina din Krivoi-Rog s-au efectuat experiențe în legătură cu utilizarea deșeurilor metalice; s-a dovedit că, la topirea fontelor obișnuite (Martin), consumul de fier vechi poate fi de 20–25%. În U.R.S.S., atît din punct de vedere economic, cît și din punct de vedere al ușurinței de alimentare cu încărcătură, este mai avantajos a se utiliza, în loc de fier vechi, pelete sau minereu bogat cu un conținut scăzut de silice.

În 1960, durabilitatea medie a căptușelii convertizoarelor la uzina din Krivoi-Rog a fost de 121 șarje, iar la uzina din Petrovsk 183,7 șarje, consumul de materiale refractare pentru o tonă de oțel fiind de 18,9, respectiv 13,0 kg. Grosimea căptușelii este de 380 mm. Nu a fost posibil să se mărească această grosime din cauza capacității de ridicare insuficiente a macaralelor care transportă convertizoarele de la standul de lucru la standul de reparații.

În anul 1961, la uzina din Petrovsk s-a îmbunătățit mult calitatea varului ce se folosește la secția convertizoare. Pentru arderea calcarului în cubilouri se utilizează gaz natural, ceea ce a dus la reducerea cantității de matrial nears, precum și la micșorarea conținutului de sulf în var. Acest lucru a contribuit la ameliorarea condițiilor de formare a zgurei și a influențat în mod pozitiv rezistența căptușelii, care în unele luni s-a ridicat la 200–216 șarje la un consum specific de materiale refractare de 9 kg/t de oțel. Astfel, chiar în prezent, în condițiile unor deficiențe importante în construcția și grosimea căptușelii, consumul de materiale refractare în procesul de elaborare în convertizor este aproximativ același ca și în procesul de elaborare în cuptoare Martin. Ulterior, odată cu crearea noilor secții de convertizoare se prevede o scădere apreciabilă a consumului de materiale refractare.

Experienţa de exploatare timp de cinci ani a secţiilor de convertizoare care funcţionează cu insuflare de aer îmbogăţit cu oxigen a dovedit că acest proces prezintă o superioritate evidentă faţă de procesul de elaborare în cuptoare Martin, în ceea ce priveşte unii indici importanţi ca : productivitatea agregatelor, investiţiile, calitatea metalului şi productivitatea muncii.

În scopul sporirii capacităţii de elaborare a oţelului. în anii care vin vor fi puse în funcţiune secţii noi de convertizoare la o serie de uzine şi combinate din U.R.S.S. (Novolipeţk, Karaganda, Nijnîi Taghil, Kuzneţk etc.).

Încălzirea accelerată a lingourilor de oţel inoxidabil în cuptoarele adînci cu ardere centrală. Bolohin E. P., Samoilovici I. A., Gulunov V. S., Saharova I. M., Liberman I. F., Zolotneva M. (*Institutul Unional de termotehnică metalurgică şi Uzinele din Celiabinsk*). În : Stal, nr. 3, 1962.

Lingourile de oţel inoxidabil 1 H18 N 9 T se încălzesc înaintea laminării în cuptoare recuperatoare adînci cu încălzire centrală timp de 15—19 ore. În timp de 10 — 11 ore temperatura celulei se ridică la 1 280—1 300°C, apoi se menţin lingourile la 1 240—1 260 °C timp de 5—8 ore în funcţie de conţinutul în fază.

Relativ la problema accelerării încălzirii există păreri contradictorii ; s-au făcut încercări de încălzire a lingoului la 1 300°C, ceea ce a dus la reducerea cu 60—100% a timpului de încălzire, dar metoda nu a căpătat răspîndire. Încălzirea forţată a lingourilor este limitată de încălzirea neuniformă în secţiune, stricarea suprafeţei şi creşterea conţinutului în fază.

În uzină au avut loc cîteva experienţe cu diferite regimuri de încălzire a unor lingouri de 4,5 t, cu dimensiunile 530 × × 530 = 620 × 620 mm (îngroşate la un cap).

Celula cuptorului adînc a fost încălzită cu gaz de furnal cu capacitatea calorifică de 2 200 cal/Nm³.

Pentru controlul temperaturii în metal s-a realizat un lingou experimental, avînd orificii de sondaj în trei secţiuni la trei înălţimi diferite. Lingoul experimental a fost pus întotdeauna la mijlocul peretelui celulei.

După pozare, s-au introdus în orificiile de sondare termocuple PtRh-Pt în cămăşi de oţel inoxidabil şi material refractar — apoi canalele de trecere prin perete s-au zidit.

În prima experienţă, lotul de 19 lingouri a fost încălzit normal, timp de 19 ore cu menţinerea timp de 9 ore la temperatura de 1 270°C.

În a doua experienţă, lotul de 13 lingouri a fost încălzit cu viteza maximă admisibilă la temperatura suprafeţei de 1 200 — 1 300°C ; durata menţinerii la temperatură constantă a fost de 1,5 — 2 orc, iar durata totală a încălzirii de 7,5 ore.

Indicii termici ai procesului de încălzire la încălzirea normală (*I*) şi forţată (*II*) au fost :

	I	*I*,
Productivitatea, kg/m²h	191	360 ;
Consum specific de combustibil, kg/t	100	77,2 ;
Consum de căldură, cal/kg	700	540.

În primul procedeu (fig. 1), suprafaţa lingoului a atins temperatura prescrisă de 1 260°C în timpul primelor 12 ore, diferenţa maximă de temperaturi în funcţiune nu a depăşit 40°C.

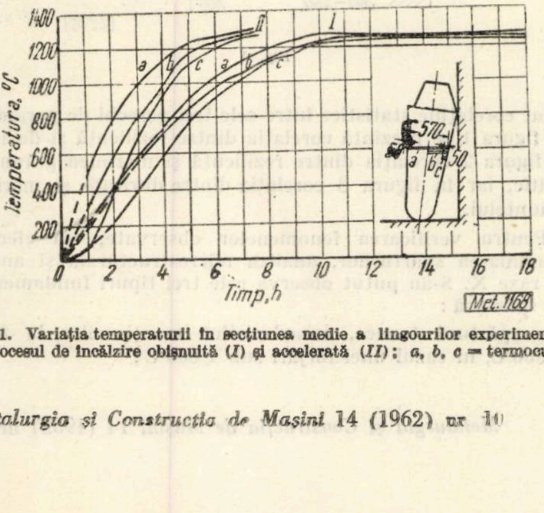


Fig. 1. Variaţia temperaturii în secţiunea medie a lingourilor experimentale în procesul de încălzire obişnuită (*I*) şi accelerată (*II*) ; *a*, *b*, *c* = termocuple.

La încălzirea forţată, temperatura suprafeţei a atins 1 280°C în 6 ore, diferenţa maximă de temperaturi în secţiune a fost de 80°C şi s-a redus repede la 30°C prin menţinerea timp de 1—1,5 ore la temperatură constantă.

Pe înălţimea lingoului, diferenţa maximă de temperaturi a atins iniţial 100—150°C, iar în curs de 6—7 ore (3—4 ore în experienţa *II*) a scăzut la 40°C. Laminarea unor astfel de lingouri încălzite accelerat a decurs bine. Blumurile n-au avut defecte nici macroscopice nici microscopice.

Temperatura finală a lingourilor încălzite în cuptoarele adînci, la uzinele din Celiabinsk, a crescut de la 1 220°C în 1956 la 1 280°C în 1960, iar durata încălzirii a scăzut de la 19 ore la 8 ore. Conţinutul în faza α nu a crescut practic. Prezintă interes studierea influenţei tensiunilor termice care apar în lingou în prima perioadă a încălzirii asupra omogenităţii metalului.

Diferenţa de temperaturi în secţiunea lingoului atinge iniţial 650°C la încălzirea forţată. Pentru determinarea eforturilor termice se foloseşte formula lui N. I. Taiţ :

$$\sigma_z = \frac{\alpha E \Delta t}{2(1-\mu)} \text{ kg/mm}^2, \tag{1}$$

în care : α este coeficientul de dilatare liniară a oţelului (11,5—12) 10^{-6} grad^{-1} ; E—modulul de elascticitate (2,1·10 kg/mm) ; μ — coeficientul lui Poisson (0,3).

La $\Delta t = 650°$, tensiunile maxime axiale ating 115—120 kg/mm², însă din cauza plasticităţii ridicate a oţelului sînt practic mai mici.

Pentru descrierea influenţei deformaţiei plastice asupra măririi eforturilor termice s-au efectuat o serie de calcule ale echilibrului elastic-plastic al cilindrului într-un cîmp de temperaturi cu simetrie axială, presupunînd că în zona deformaţiei plastice (la periferie) este valabilă condiţia de plasticitate a lui Saint-Kenant :

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \pm \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s . \tag{2}$$

Poziţionarea limitelor zonelor elastică şi plastică în secţiune se face cu formula (2), fiind date limita de curgere T_s şi eforturile termoelastice σ_r şi σ_θ .

În zona centrală dimensiunile se determină cu formulele :

$$\sigma_r = \frac{\alpha E}{1-\mu}\left(\frac{1}{r_0^2}\int_0^{r_0} tr\,dr - \frac{1}{r^2}\int_0^{r} tr\,dr\right) + \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \ln \frac{R}{r_0} ;$$

$$\sigma_\theta = \frac{\alpha E}{1-\mu}\left(\frac{1}{r_0^2}\int_0^{r_0} tr\,dr + \frac{1}{r^2}\int_0^{r} tr\,dr - t_0\right) + \frac{2\sigma_s}{\sqrt{3}} \ln \frac{R}{r_0} ; \tag{3}$$

$$\sigma_3 = \mu(\sigma_r + \sigma_\theta)^0 + E(e_z - \alpha t),$$

iar deformaţia axială l_z din condiţia păstrării secţiunilor plane :

$$2\pi \int_0^R \sigma_z r\,dr = 0 .$$

Calculele tensiunilor termice s-au efectuat la un cîmp dat de temperaturi în secţiune, cu condiţii la limita de genul III.

$$t(r, \text{Fo}) = t_c\left[1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n I_0\left(\mu_n \frac{r}{R}\right) e^{-\mu_n^2 \text{Fo}}\right], \tag{5}$$

în care :

$\text{Fo} = \frac{a\tau}{R^2}$ este criteriul Fourier ≈ 0,02 ÷ 0,25 ;

μ_n şi A_n — funcţii de criteriul Biot, $\text{Bi} = \frac{aR}{\lambda}$;

α — coeficient de transmisie prin convecţie, cal/m² h°C :

λ — conductibilitatea termică a metalului, cal/mh°C;
a — conductibilitatea de temperatură, m²/h;
τ — timpul de încălzire, h;
t_c — temperatura agentului încălzitor, °C.

S-a constatat că la oțelul menționat, din cauza plasticității, eforturile termice coboară la 66 kg/mm.

O nouă carbură care se formează în timpul transformării oțelului carbon cu siliciu. *În*: *Technique moderne*, *nr. 4*, 1962.

În oțelurile care conțin 0,2—14% C și 1,5—4% Si, supuse la o transformare bainitică la o temperatură de 350—450°C, se formează o nouă carbură al cărui punct Curie este situat la 370°C. S-au efectuat încercări cu un oțel cu 1%C, 0,36% Mn și 2,15% S, supus unei transformări bainitice izoterme complete la 400°C, timp de 48 h și apoi la un ciclu termomagnetic diferențial care arată (fig. 1) punctul Curie al noii carburi formate. În figura 1 sînt arătate și curbele de răcire cu durata de menținere la temperatura maximă, care arată transformarea progresivă a noii carburi direct în cementită cu punctul Curie la 210°C.

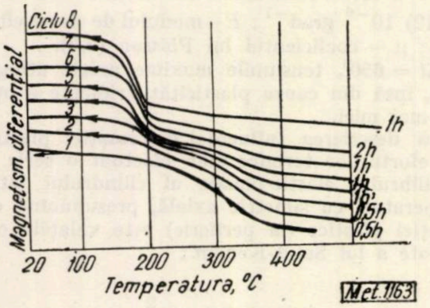


Fig. 1. Curbele termomagnetice diferențiale succesive după transformarea totală la 400°C.

Autorii au urmărit cinetica transformării bainitice izoterme cu ajutorul unei balanțe magnetice. În figura 2 se observă (la 400°C) cele două etape succesive ale transformării.

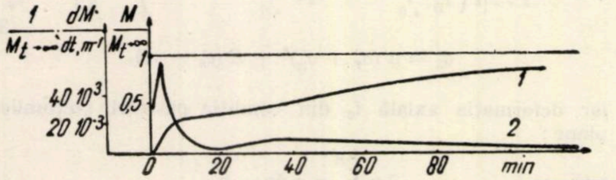


Fig. 2. Transformarea bainitică izotermă:
1 — curba magnetică *M*, timp *t*; *2* — curba derivată, viteză de transformare, timp.

O probă din același oțel care a suferit prima etapă de transformare, răcit pînă la temperatura ambiantă, prezintă o structură formată din 40% plăci de bainită repartizate într-o masă de bază de austenită (60%); duritatea este de 235 kgf/mm² unități Vikers, deci apropiată de aceea a austenitei.

O altă probă supusă aceluiași tratament, și la un ciclu termomagnetic pînă la o temperatură de 400°C, nu prezintă nici o anomalie magnetică, ceea ce arată că plăcile de bainită nu conțin nici cementită, nici o nouă carbură, aceasta formîndu-se în a doua etapă.

Influența condițiilor de deformare la cald și de tratament termic asupra structurii oțelului semiferitic 19/2 Cr-Ni. Ravizza P. În: *Les mémoires scientifique de la revue de métallurgie*, nr. 2, 1962, p. 93—104.

S-a studiat influența exercitată de către gradul de deformare la cald, de temperatura de forjare și de tratamentele termice succesive asupra mărimii grăuntelui și asupra fenomenelor de precipitare la limitele grăunților. Oțelul folosit a avut următoarea compoziție chimică: 0,14% C; 0,40% Si; 0,40% Mn; 2,00% Ni; 19,0% Cr; 0,55% Mo.

Probele au fost deformate prin forjare la temperaturile de 800, 850, 900, 1 000 și 1 200°C pentru reduceri de 0,2, 5, 8, 10, 15, 20, 30% și apoi răcite la apă. Pentru fiecare grad de deformare și pentru fiecare temperatură de forjare, probele au fost supuse unui tratament care să provoace creșterea grăunților, constînd dintr-o menținere de trei ore la 800, 900, 1 000 sau 1 100°C, urmat de o răcire în apă.

Din aceste probe, din cauza fragilității considerabile a acestui oțel, s-au confecționat epruvete de reziliență cu o crestătură de 0,5 mm adîncime. Încercările experimentale, variind temperatura de forjare, au arătat că reziliența rămîne aceeași de la 800°C pînă la 1 000°C și descrește la 1 200°C. Temperatura de forjare are un efect slab asupra durității și nu exercită nici o influență asupra mărimii grăuntelui austenitic decît dacă atinge 1 200°C.

În ceea ce privește influența temperaturii de tratament termic indicată ca temperatură de menținere, diagramele prezentate arată că temperaturile de menținere pentru determinarea mărimii grăuntelui condiționează proprietățile mecanice ale oțelului, deoarece tenacitatea scade cînd temperatura de menținere crește.

Duritatea atinge maximum pentru o temperatură de menținere de 1 000°C, în timp ce grăuntele feritic crește în mod liniar. Proporționalitatea directă dintre duritate și mărimea grăuntelui este valabilă pentru toate temperaturile de menținere cu excepția celei de 1 100°C. Gradul de deformare n-are nici o influență asupra durității chiar și la 1 200°C și nici asupra mărimii grăuntelui austenitic.

Pentru a demonstra și pentru a pune mai bine în evidență relațiile mutuale între reziliență, duritate și mărimea grăuntelui și pentru a preciza cauzele fizice ale fenomenelor și anomaliilor observate în cursul cercetărilor, autorii au calculat corelațiile statistice între cele trei perechi de parametri. În figura 1 se prezintă corelația dintre reziliență și duritate, în figura 2 corelația dintre reziliență și mărimea grăuntelui feritic, iar în figura 3 corelația dintre duritate și mărimea grăuntelui.

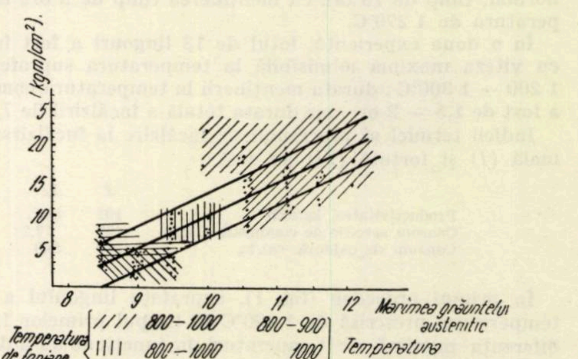


Fig. 1

Pentru verificarea fenomenelor observate, s-a efectuat examinarea spărturilor, analiza microstructurală și analiza cu raze X. S-au putut observa cele trei tipuri fundamentale de spărtură:

— spărtura tenace, caracteristică menținerilor la 800°C și 900°C, în cazul unei forjări sub 1 000°C;

— spărtură semifragilă caracteristică menținerii la 1 000°C și forjării de la 800 la 1 000°C, menținerilor între 800 și 1 000°C și forjării la 1 200°C;

— spărtură fragilă caracteristică menținerii la 1 100°C și forjării de la 800 la 1 000°C.

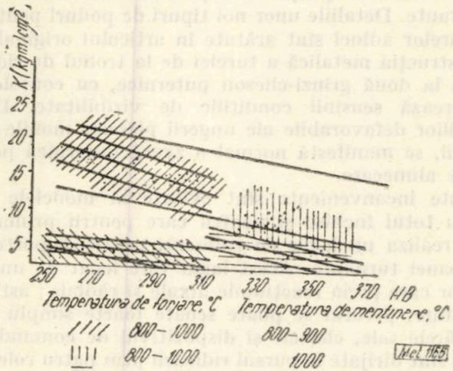


Fig. 2

Rezultatul examinării microstructurii și cu rază X a confirmat observațiile anterioare. Într-adevăr răcirea rapidă pornind de la temperatura de menținere produce mai întîi o creștere de duritate datorită formării martensitei; dacă

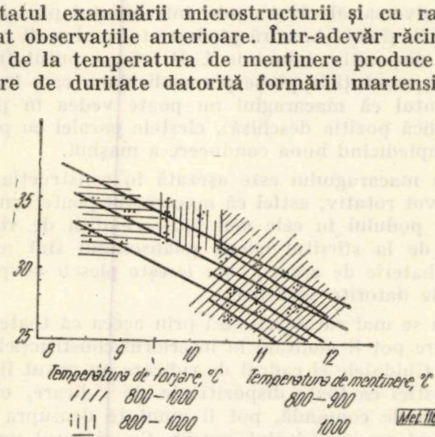


Fig. 3

temperatura depășește 1 000°C, duritatea scade ca urmare a formării austenitei reziduale. Reziliența, de asemenea, continuă să scadă pentru temperaturi de menținere mai mari de 1 000°C, deoarece influența mărimii grăuntelui este mai puternică decît prezența austenitei reziduale care îmbunătățește tenacitatea.

Tratamentul suprafeței materialelor plastice. În: *Automotive industries*, ianuarie 1962.

Acest nou tratament al suprafeței materialelor plastice pentru îmbunătățirea aderenței pe aceste materiale a vopselurilor, lacurilor, acoperirilor metalice se poate aplica la fabricația de serie mică sau mare. Principiul acestui tratament constă în crearea — pe suprafața materialului plastic — a unor puncte de prindere uniform repartizate, datorită cărora stratul depus va adera perfect pe suprafața astfel tratată. Adeziunea astfel obținută nu depinde de forțele intermoleculare dintre materialul plastic și stratul depus și este mai bună decît cea obținută prin alte procedee utilizate pînă în prezent.

Tratamentul se efectuează astfel: se cufundă piesa din material plastic, dimp de 10—30 s, într-o baie menținută la 80—120°C, apoi se expune — aceeași durată de timp și la aceeași temperatură — în aer uscat după care se spală cu apă caldă și se usucă în aer.

Baia de tratare este formată dintr-o dispersiune de trei substanțe: un agent chimic— activ (acidul p-tolnen sulfonic), un lichid dizolvant (percloretilen) și particule solide (pămînturi diatomacee, substanțe cu conținut ridicat de silice sau diferite argile).

Nou procedeu de acoperire a oțelului cu aluminiu. În: *Techniques Mond.ales*, mai 1962.

Acest procedeu de acoperire a oțelului cu aluminiu constă în aplicarea pe metal a unui strat subțire dintr-o substanță alcalină care, după încălzire și uscare, se cufundă într-o baie de aluminiu (pur sau aliat) topit. Acoperirea astfel obținută nu conține sulfuri, decolorări și se comportă foarte bine la coroziune. Acest procedeu se poate aplica foarte ușor pentru acoperirea cu aluminiu a tablelor din oțel.

Operațiile care se efectuează sînt următoarele: se curăță bine tabla, se acoperă — prin cufundare sau prin împroșcare — cu o soluție alcalină care conține floruri de sodiu și de potasiu, hidrat de sodiu și de potasiu și nitrură de sodiu; se șterge parțial pentru a nu se lăsa pe suprafața metalului decît un film subțire — 0,0005—1,2 g/m² — din aceste substanțe, după cum soluția este mai mult sau mai puțin concentrată. Se încălzește apoi tabla la 400°C timp de 5—30 s într-un cuptor, pentru a se usca perfect și a se înlătura orice urmă de grăsime; după aceea, tabla este introdusă timp de 0,2—5 min într-un cuptor de tratament termic la o temperatură mai mare de 600°C, în atmosferă de hidrogen, din care este scoasă (fără să vină în contact cu aerul) și introdusă în baia de aluminiu topit (menținut la o temperatură de circa 690°C) în care este lăsată 5—10 s; aluminiul din baie poate fi pur sau poate conține alte elemente de aliere (plumb, siliciu, titan sau ceriu) care dau stratului depus un aspect mai frumos și o rezistență mai mare la temperaturi ridicate și la coroziune.

Contribuție la studiul cementării în băi de săruri. În: *Métaux*, ian 1962, p. 28—40 și febr 1962 p. 71—81.

Se studiază condițiile care dirijează cementarea, în băile de săruri activate, a unui oțel Ni-Cr-Mo de întrebuințare curentă.

Lucrarea urmărește rezolvarea următoarelor probleme:

— studiul conținuturilor în carbon și azot al straturilor cementate și descreșterea acestora în adîncime, în funcție de condițiile experimentale fixate;

— studiul creșterii durității și variația acesteia în adîncime în legătură strînsă cu conținutul în carbon;

— studiul modificărilor structurale în timpul menținerii la temperatură ridicată și al tratamentelor termice aplicate în strînsă legătură cu duritatea;

— găsirea condițiilor favorabile pentru o bună cementare și încercarea de îmbunătățire a procedeului.

Metodele de studiu folosite au fost dozarea carbonului și azotului, determinarea durității, analiza microstructurală.

Analizele chimice au fost efectuate pe șpan luat din epruvete cilindrice cu diametrul de 32 mm cementate, fiecare probă reprezentînd o zonă coaxială de 0,1 mm grosime. S-a putut stabili, în felul acesta, repartiția conținutului în carbon și azot din stratul cementat. S-a determinat duritatea Vickers, iar micrografiile au fost efectuate după fiecare încercare de recoacere sau călire. Variind timpul și temperatura de cementare, s-au trasat, pe baza determinării conținutului în carbon, curbele de difuziune care au fost judicios interpretate și comparate cu curbele teoretice. Întrucît cementarea în băi de săruri oferă toate garanțiile în ceea ce privește durata și menținerea constantă a temperaturii, s-a putut studia mărimea grăuntelui, prin examinare microscopică, la probele recoapte după cementare. Întrucît recoacerea lentă după cementare în băi de săruri este greu de realizat atît din cauza reglării dificile cît și din cauza pericolului de decarburare, iar cum viteza de răcire este determinată pentru obținerea structurii perlitice, s-a ales recoacerea izotermă, temperatura și durata fiind cele indicate de diagrama TTT a oțelului. Folosind acest tratament s-au putut trage concluzii relative la viteza de transformare perlitică în funcție de durata de cementare și de conținutul în carbon și totodată s-a putut determina mărimea grăuntelui. În ceea ce privește tratamentele termice aplicate după cementare, studiul s-a limitat la două tipuri : călirea directă şi călirea după răcire prealabilă.

Călirea directă produce o durificare suficientă a suprafeţei numai pentru conţinutul eutectoid şi aceasta pare să fie independent de timpul de cementare. Călirea după răcirea prealabilă în aer pentru piesele folosite în încercări (diametrul de 32 mm) prezintă avantaje incontestabile.

În concluzie, se definesc două metode generale pentru obţinerea unor straturi cementate îmbunătăţite.

1. Metoda veche care nu acţionează asupra gradientului în carbon şi se limitează la regenerarea grăuntelui şi la călire, evitînd formarea austenitei reziduale, ceea ce se realizează printr-o punere în soluţie incompletă a carbonului în stratul hipereutectoid.

2. Metoda modernă care acţionează asupra gradientului în carbon fie prin difuziune, micşorînd conţinutul maxim în carbon de la suprafaţă şi mărind adîncimea de pătrundere, fie prin decarburare.

Poduri rulante la oţelării şi uzine siderurgice. În : *Acier Stahl Steel*, nr. 11, 1961, p. 473. Condiţiile foarte dificile ale exploatării oţelurilor şi ale uzinelor metalurgice au provocat, în ultimii zece ani, modificări decisive ale maşinilor de ridicat pentru a corespunde cerinţelor industriei grele, asigurînd un grad superior de securitate. Trebuie deci proiectate şi construite maşini productive, capabile de a rezista la sarcini sporite, la viteze mari de lucru şi la un regim de exploatare în trei schimburi neîntrerupt.

În acest sens au fost executate poduri rulante de turnare pentru oţelării, cu 20 m deschidere, pentru 300,75 şi 15 t. În afară de grinzile secundare şi de contravînturile orizontale, toată construcţia metalică a podurilor, cadrele căruciorului şi traversa cîrligelor de 300 t sînt sudate. Proiectantul ei a căutat să aşeze cabina macaragiului cît mai jos posibil ca să asigure în timpul turnării condiţii de vizibilitate optime, care permit o manevră uşoară şi sigură. Acest lucru are în plus avantajul de a permite plasarea, în etajele superioare ale instalaţiilor complet automate de condiţionare, a întreruptoarelor şi reostatelor, care, legate de o ventilaţie sub presiune, sînt protejate contra prafului.

Dispozitivul de translaţie a podului cuprinde două mecanisme de translaţie identice, fiecare avînd un motor aşezat la mijlocul podului, un arbore rapid, un reductor, arbori de legătură cu cuplaje cu dinţi, ce comandă direct roţile de rulare cu bandaje montate pe lagăre cu rulmenţi. Mecanismul de ridicare principal, precum şi troliile auxiliare sînt construite ca ansambluri independente cu lagăre cu rulmenţi. Mecanismul cuprinde doi tamburi angrenaţi între ei, astfel ca în cazul defectării unui motor sau a unei transmisii, să se poată relua ridicarea într-un timp foarte scurt, prin al doilea element, fără o reducere de viteză sau de sarcină. Maşina de ridicat cuprinde în plus un dispozitiv care să evite consecinţele rupturii cablurilor metalice, împiedicînd astfel căderea sarcinii. Actualmente există proiecte de execuţie pentru poduri de turnare, pentru sarcini ajungînd pînă la 500 t.

O altă macara siderurgică foarte importantă este maşina de şarjare pentru cuptoarele Siemens-Martin. Ideea conducătoare în proiectare a fost realizarea a două reductoare simetrice din oţel turnat cu două transmisii identice care comandă, unul mişcarea de rotaţie şi altul mişcarea de translaţie a căruciorului. Felul construcţiei a permis aşezarea în condiţii de bună vizibilitate a cabinei macaragiului cu o instalaţie automată de condiţionare şi în care se găsesc dulapurile cu întreruptoare şi celelalte piese ale echipamentului electric. Mecanismul de rotire este şi el grupat într-un singur bloc. Zăvorîrea troacei poate fi comandată mecanic printr-o manivelă din cabina macaragiului. Din aceste două poduri noi sînt în exploatare : planurile de construcţie ale unor poduri de 15 t pentru deservirea unor cuptoare Martin de 500 t şi 600 t sînt terminate.

Tendinţele semnalate în dezvoltarea construcţiei cheson s-au manifestat şi la podurile rulante care deservesc cuptoare adînci sau trasportă lingourile respective la podurile de stripaj şi la care anumite părţi sînt expuse la solicitări termice foarte importante. Detaliile unor noi tipuri de poduri pentru golirea cuptoarelor adînci sînt arătate în articolul original.

Construcţia metalică a turelei de la troliul de ridicare este redusă la două grinzi-cheson puternice, cu console, ceea ce ameliorează sensibil condiţiile de vizibilitate. Din cauza condiţiilor defavorabile ale ungerii pieselor mobile în timpul ridicării, se manifestă normal o zgură puternică pe suprafeţele de alunecare.

Aceste inconveniente sînt evitate la modelele noi, care sînt cu totul închise şi pentru care pentru prima oară s-a putut realiza un lagăr cu rulmenţi pentru suportul inferior al coloanei turnante. Acest lagăr este legat de un alt lagăr superior care preia reacţiunile aixale şi radiale ; astfel pentru demontare, pivotul se poate scoate foarte simplu împreună cu lagărele sale, cleştele şi dispozitivul de comandă. Părţile mobile sînt dirijate în cursul ridicării prin patru role de rulare din oţel de calitate superioară, lăgăruite pe rulmenţi cu role care practic nu se uzează. Transmisia forţelor asupra grinzilor cheson permite ca aceste maşini să execute perfect toate lucrările în cuptoarele adînci.

De asemenea, articolul original prezintă detaliile unui striper universal al cărui model întrebuinţat pînă în prezent în U.R.S.S. şi S.U.A. se răspîndeşte tot mai mult în celelalte ţări. Un dispozitiv, reluat în U.R.S.S., a putut fi redus la doi cleşti, montaţi în plane perpendiculare, care însă are inconvenientul că macaragiul nu poate vedea în poziţia de lucru (adică poziţia deschisă), cleştele paralel cu planul său vizual împiedicînd buna conducere a maşinii.

Cabina macaragiului este aşezată în construcţia metalică pe un pivot rotativ, astfel că macaragiul poate urmări toate mişcările podului în cele mai bune condiţii de vizibilitate. Lovirile de la sfîrşitul cursei poansonului sînt amortizate printr-o baterie de arcuri, care fereşte piesele striperului de solicitările datorite şocurilor.

Maşina se mai caracterizează prin aceea că toate organele de stripare pot fi montate în interiorul construcţiei metalice a turlei. Ghidajele şi cadrul de ridicare au putut fi realizate recent, astfel că toate dispozitivele de ridicare, cuprinzînd şi motorul de comandă, pot fi montate deasupra nivelului feţei superioare a cadrului suport. Cu ajutorul unui dispozitiv special al mecanismului de comandă, operaţiile de montare şi demontare se execută uşor în condiţii uşoare de acces.

Mărirea greutăţii lingourilor a făcut necesară aplicarea presiunii de contact pentru stripare, care se ridică pînă la 450 t. Totuşi aceste maşini mari nu sînt înzestrate cu cabine turnate decît la cerere specială.

S-a construit, de asemenea, şi un pod cu gheare şi cu electromagnet de ridicare. Cu poduri de acest fel se execută cele mai diferite lucrări de laminare. Echipamentul comportă un cîrlig central corespunzînd capacităţii totale de ridicare, avînd în plus patru cîrlige mai mici şi doi electromagneţi de ridicare. Este posibil de a lucra după alegere, cu gheare sau cu electromagneţi, fără a elibera sarcina. Traversa purtătoare este legată de o coloană tubulară fără sudură prin intermediul a patru ghidaje frezate.

Echipamentul laminorului este format din 12 poduri, permiţînd un transport extrem de rapid al materialului, ceea ce corespunde cerinţelor absolute pentru operaţiile ce se efectuează cu materialul cald.

Instalaţiile descrise aici sînt utilizate de ani de zile, zi şi noapte, în uzinele siderugice. Ele corespund la gradul înalt de înzestrare actual al oţelăriilor şi al metalurgiei şi au ajutat foarte mult la dezvoltarea lor.

Scule noi pentru producția automatizată

Conf. ing. LEOPOLD SAUER
Institutul politehnic – Brașov

Sculele pentru producția automatizată și în special pentru agregate și liniile de transfer trebuie să corespundă unor condiții foarte diferite, astfel încît este necesară o mare varietate de construcții speciale. Față de sculele standardizate, aceste scule predomină în fabricația modernă de serie, accentul punîndu-se pe reducerea timpului de prelucrare a piesei și mai ales pe reducerea timpilor de staționare a mașinilor-unelte, cheltuielile pentru scule avînd un rol mai puțin important. Importanța asigurării continuității prelucrării automatizate iese mult în evidență, deoarece rentabilitatea mașinilor-unelte este oarecum invers proporțională cu timpii de staționare.

Producția automatizată impune o serie de condiții specifice sculelor așchietoare, și anume :

— asigurarea unei productivități mari a prelucrării, care este adeseori impusă de durata rațională a ciclului la toate mașinile-unelte și de numărul de mașini-unelte (posturi) ;

— stabilitatea mare în funcționare și asigurarea durabilității prescrise, care trebuie să fie mai mare ca la prelucrările obișnuite, motiv pentru care aceste scule nu pot fi exploatate la limita superioară a vitezelor de așchiere și a avansurilor ;

— reglarea rapidă și sigură, în cazul reglării preciziei piesei de prelucrat ;

— înlocuirea rapidă, care însă nu depinde numai de forma constructivă a sculelor, ci și de construcția axelor principale (la agregate) și de accesibilitatea sculelor montate ;

— asigurarea durabilității dimensiunilor date ;

— formarea așchiilor în condiții avantajoase (trebuie evitate formele de așchii care duc la perturbarea ciclului automat de funcționare a mașinii, cum este cazul așchiilor răsucite sau al celor continue, care au tendința de a se înfășura pe părțile proeminente ale mașinii și accesoriilor) ;

— simplificarea mașinilor-unelte prin alegerea formei constructive a sculelor de așchiere.

Deoarece aceste condiții se îndeplinesc greu, în totalitatea lor, realizarea constructivă a sculelor așchietoare se face în baza unor încercări prealabile de laborator. Astfel se pot stabili atît parametrii geometrici adecvați ai sculelor, cît și elementele definitive ale regimurilor de așchiere, la care se supune scula în exploatare. După obținerea unor rezultate bune de laborator, se poate trece la proiectarea mașinii speciale destinate pentru prelucrarea respectivă.

Asigurarea eficacității ridicate prescrise a sculelor așchietoare nu se realizează numai prin stabilirea formei celei mai adecvate a părții active a sculelor pentru fiecare operație în parte, ci și prin utilizarea pe scară largă a metalelor dure, precum și prin folosirea răcirii sub presiune în zona de așchiere.

La strungurile automate se utilizează cuțite cu plăcuțe din metal dur, fixate prin diferite procedee de prindere mecanică ; ele diferă de plăcuțele normalizate și obișnuite, avînd diferite forme ca, ciupercă, poligon, care printr-o rotire manuală a plăcuței asigură folosirea unei noi porțiuni a tăișului, fără scoaterea cuțitului de pe mașină. Numărul perioadelor de durabilitate a cuțitului este astfel egal cu numărul de fețe ale plăcuței.

La sculele așchietoare cu mai multe tăișuri, cum ar fi : cuțitele profilate, sculele cu fațete multiple pentru prelucrarea găurilor, frezele melc, șeverele etc., folosirea metalelor dure este dificilă din următoarele cauze :

— caracteristici scăzute de rezistență a metalului dur ;

— instabilitate mare a funcționării lor la sculele așchietoare cu mai multe tăișuri ;

— dificultăți în ceea ce privește obținerea preciziei necesare a sculelor complexe.

În asemenea cazuri, sculele se confecționează din oțel rapid aliat cu cobalt, prin care se asigură o durabilitate ridicată a tăișurilor sculei.

Deoarece pentru timpii tactului unei linii de producție, cea mai mare importanță o prezintă timpii pentru prelucrarea găurilor, s-a acordat cea mai mare atenție construirii sculelor pentru operațiile necesare acestor prelucrări, realizînd scule noi interesante, superioare sculelor utilizate pînă în prezent la noi.

Concentrarea operațiilor în procesele tehnologice de serie moderne nu se realizează numai prin prelucrarea simultană cu mai multe scule, la care fiecare sculă prelucrează o singură suprafață, ci și prin suprapunerea mai multor operații și prin forma constructivă specială a sculei așchietoare, care execută — simultan sau succesiv — într-o singură trecere, mai multe operații. Aceste scule reprezintă astfel o combinație de mai multe scule de același tip, însă cu dimensiuni diferite, sau de scule cu tipuri diferite.

Au fost dezvoltate scule combinate pentru prelucrarea simultană a găurilor etajate, deci pentru executarea mai multor diametre printr-o singură trecere. Pentru aceste prelucrări complexe sînt necesare scule etajate pentru : găurire combinată, găurire cu alezare, adîncire cu alezare, adîncire combinată.

Sculele etajate obișnuite, introduse de mult în tehnică, nu au fost utilizate în toate cazurile, din cauza ascuțirii lor dificile, care reclamă lucrători cu calificare înaltă, și din cauza duratei de serviciu scurte, care nu a putut asigura utilizarea completă a sculei. Deseori burghiul elicoidal etajat s-a confecționat dintr-un burghiu elicoidal normal, prin rectificarea treptei cu diametrul mic, operație dificilă, care nu poate asigura formarea unghiurilor de așchiere favorabile, iar discul abraziv produce crestături la detalonarea tăișurilor treptei cu diametrul mare, care poate cauza ruperea sculei.

Pentru înlăturarea acestor deficiențe, construcția sculelor etajate a suferit îmbunătățiri esențiale în ultimul timp, care simplifică în același timp operațiile de ascuțire.

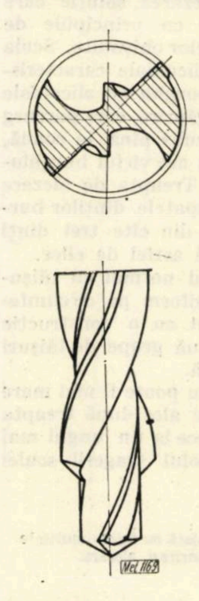
Construcția nouă prevede — pentru toate categoriile din aceste scule —, pentru fiecare diametru al treptelor, două sau trei fațete de conducere, care parcurg partea activă a sculei pînă la extremitatea canalelor de evacuare a așchiilor. Din această proprietate rezultă și denumirea de scule cu fațete multiple.

Burghiul elicoidal cu fațete multiple. Pentru găurirea combinată servește burghiul elicoidal cu fațete multiple (fig. 1), care se utilizează pentru diferite locașuri ale șuruburilor cu diferite forme și diametre, eliminînd complet utilizarea adîncitoarelor frontale la găurile pentru filetare sau pentru prelucrarea suprafețelor de așezare.

Burghiul cu fațete multiple poate fi utilizat cu succes și pentru prelucrarea găurilor neetajate, în scopul obținerii suprafețelor foarte curate. În asemenea cazuri, prima treaptă efectuează degroșarea găurii, iar a doua treaptă, finisarea (eventual cu avans redus).

La stabilirea elementelor constructive se vor avea în vedere următoarele :

— lungimea primei trepte se va alege în așa fel încît vîrful burghiului să străpungă materialul înainte de a începe lucrul a doua treaptă ;



← Fig. 1. Burghiul elicoidal cu fațete multiple.

— de obicei lungimile burghiului nu sînt limitate. La diametre mici însă nu se admit lungimi mari, deoarece stabilitatea sculei este influențată de gradul de zveltețe ;

— diametrul minim trebuie să fie cel puțin de 3 mm, iar raportul diametrelor să nu depășească valoarea de 1 : 2, la burghie pînă la diametrul mare de 20 mm, întrucît la rapoarte mai mari spaţiile pentru evacuarea aşchiilor nu vor fi suficiente şi îngrămădirile de aşchii pot provoca ruperea sculei. Este însă evident că în cazul unei lamări sau şanfrenări, raportul diametrelor poate fi mai mare, deoarece aşchiile produse în treapta cu diametrul mare se produc în afară de gaură sau îşi găsesc loc suficient în canalele de evacuare;

— unghiul elicei se alege după diametrul mare, în funcţie de materialul de prelucrat şi anume, pentru: oţel, fontă, silumin — 30°, pentru alamă — 18° şi pentru aluminiu — 35°.

Grosimea miezului se stabileşte în funcţie de diametrul mare, întrucît numai astfel se asigură stabilitatea sculei. Din acest motiv diametrul mic al celeilalte trepte va rezulta în multe cazuri cu o grosime prea mare pentru miez. În aceste cazuri se reduce grosimea nedorită, în lungul treptei cu diametrul mic, pe o lungime de circa 1,5 *d* (trebuie respectat şi la reascuţirea sculei).

Profilul canalelor şi spaţiile pentru aşchii se stabilesc în funcţie de formarea aşchiilor, adică în funcţie de raportul diametrelor şi de calitatea materialului. În cele mai multe cazuri, canalele pentru aşchii pentru ambele diametre se execută printr-o singură trecere cu o freză profilată.

Toleranţa de fabricaţie pentru diametrul mare poate fi mai strînsă decît toleranţa pentru diametrul mic. Toleranţele mici pentru diametrul mic se realizează numai cu costuri mari, întrucît acest diametru se realizează numai prin rectificarea plană în lungime. În mod normal, această toleranţă nu trebuie să fie mai mare ca JE 3 pentru diametrul mare şi JE 4 pentru diametrul mic.

Burghiele cu faţete multiple pot fi executate şi cu mai mult decît două trepte sau pot fi executate pentru forme speciale (cu raze, conicităţi).

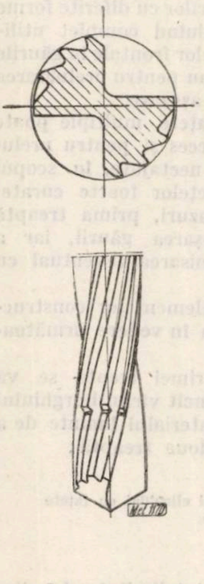
La alegerea regimului de aşchiere pentru un burghiu cu faţete multiple, viteza de aşchiere se stabileşte după diametrul mare, putînd fi 60—70% din viteza de aşchiere a burghielor elicoidale normale, iar avansul se va stabili după diametrul mic, luînd în considerare atît calitatea suprafeţei prescrise cît şi precizia dorită.

Avantajele economice ce se realizează prin utilizarea burghielor cu faţete multiple sînt clare. Se economisesc costurile de echipare a operaţiilor separate, se elimină timpii secundari mari pentru schimbarea sculelor, pentru transportul piesei şi pentru fixare şi prindere. Se reduc chiar şi timpii de bază şi sînt înlăturate devierile axiale ale treptelor găurii, defect ce persistă la prelucrările cu scule standardizate.

Scula etajată cu faţete multiple pentru găurire şi alezare. Această sculă reprezintă o soluţie originală pentru combinarea găuririi cu alezarea, soluţie care nu se suprapune cu principiile de construcţie a sculelor obişnuite. Scula are două canale elicoidale caracteristice construcţiei burghielor elicoidale şi faţetele pentru găurire, care parcurg partea activă a sculei pînă la coadă, iar partea frontală are vîrful burghiului spiral (fig. 2). Treapta de alezare este aplicată pe spatele dinţilor burghiului, constînd din cîte trei dinţi aşchietori, dispuşi astfel de elice.

Aşadar, alezorul normal cu tăişurile repartizate uniform pe circumferinţă este înlocuit cu o construcţie specială, avînd două grupe de tăişuri aşezate faţă în faţă.

Unghiul elicei nu poate fi mai mare decît 10—12°, fiind ales după treapta de alezare, deoarece la un unghi mai mare apare pericolul tragerii sculei în gaură.



← Fig. 2. Scula etajată cu faţete multiple pentru găurireşi alezare.

Din acest motiv rezultă şi un unghi de degajare mai mic al treptei de găurire.

Unghiul de atac al treptei de alezare se face de obicei de 45°.

Rezultatele cercetărilor efectuate cu această sculă se rezumă la următoarele:

— toleranţele strînse se realizează numai în cazul cînd aşchierea cu treapta de alezare nu este influenţată de treapta de găurire, deci atunci cînd alezarea începe numai după ce porţiunea de găurire şi-a terminat lucrul, şi numai în cazul cînd lungimea treptei de găurire este mai mare ca adîncimea de găurire;

— pentru a îmbunătăţi rezultatele găuririi simultane cu alezarea, se pot utiliza bucşe de conducere, însă calitatea suprafeţei rămîne totuşi mai scăzută;

— unghiul mic al elicei este dezavantajos pentru găurire, întrucît în funcţie de calitatea materialului de prelucrat va rezulta o asperitate mai mare a suprafeţei prelucrate; pe de altă parte însă, din acest motiv, se produc aşchii scurte la găurire, fapt ce uşurează evacuarea aşchiilor;

— ascuţirea simetrică a vîrfului burghiului este o condiţie pentru realizarea netezimii dorite a suprafeţei alezate. Treapta de alezare lucrează cu atît mai precis, cu cît de la găurire rezultă asperităţi mai mici ale suprafeţei. Această condiţie este valabilă, de altfel, pentru alezări în general, dar în cazul de faţă trebuie să se atribuie acestui considerent o atenţie şi mai mare, deoarece conducerea treptei de alezare în gaură nu este aşa de bună ca la alezoarele normale.

Toleranţa ce se poate realiza la gaura alezată este JE 3 (H 8) sau în cazul cel mai favorabil JE 2 (H 7).

Scula etajată cu faţete multiple pentru adîncire şi alezare. Forma constructivă a acestei scule speciale se aseamănă mult cu scula etajată pentru găurire şi alezare. Baza construcţiei o formează un adîncitor elicoidal cu trei dinţi (fig. 3), pe spatele căruia sînt aplicaţi, cîte doi dinţi pentru treapta de alezare.

Şi la această sculă faţetele treptei de adîncire parcurg partea activă a sculei la coadă. Dispoziţia grupelor de tăişuri pentru alezare la 120° este mai bună ca la scula etajată pentru găurire şi alezare, întrucît asigură o conducere şi, cu aceasta, o aşchiere mai bună.

Toleranţa găurii alezate nu este influenţată de unghiul conului de aşchiere al treptei de adîncire, care astfel poate fi de 90 sau de 120°.

Unghiul de atac al alezorului se alege de obicei de 45°.

Unghiul elicei se alege şi la această sculă în funcţie de treapta de alezare, putînd fi de 10—12°.

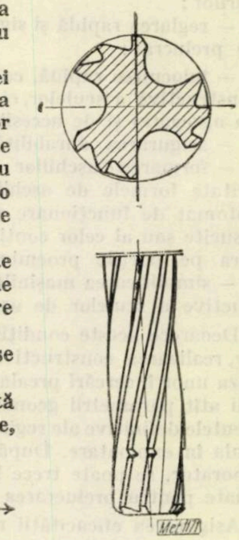


Fig. 3. Scula etajată cu faţete multiple pentru adîncire şi alezare. →

Încercările de aşchiere cu această sculă au scos în evidenţă următoarele:

— treapta de alezare lucrează liniştit, după ce conul de aşchiere al treptei de adîncire a părăsit gaura. Din cauza conducerii mai bune a sculei preciziile realizate sînt mai mari ca la scula etajată pentru găurire şi alezare;

— diametrul iniţial al găurii nu are nici o influenţă asupra preciziei găurii alezate, în cazul cînd acesta nu are o deviere mai mare de 1 mm; din acest motiv scula este adecvată mai ales pentru prelucrarea găurilor turnate;

— prin utilizarea bucşelor de conducere se realizează precizii mai mari. Reducerea avansului asigură, de asemenea o precizie mai mare.

Viteza de aşchiere se alege în funcţie de treapta de alezare ca şi la scula etajată pentru găurire şi alezare. Avansul se alege în schimb puţin mai mic decît avansul în condiţiile normale de alezare, din cauza dispoziţiei grupelor de tăişuri avînd pasuri foarte diferite şi un număr redus de dinţi. Aşchiile rezultă astfel neuniforme, ceea ce influenţează într-o mică măsură precizia suprafeţei. Aşchia rezultată din aşchierea cu primul dinte al fiecărei grupe de dinţi de alezare rezultă întotdeauna mai mare decît aşchiile produse prin prelucrarea celorlalţi dinţi.

Adîncitorul cu faţete multiple. Această construcţie se bazează pe construcţia adîncitorului elicoidal cu trei dinţi, care formează treapta cu diametrul mare. Prima treaptă cu diametrul mic este dispusă în canalele treptei a doua în aşa fel încît faţetele dinţilor ei parcurg toată partea activă a sculei, pînă la extremitatea canalelor (fig. 4).

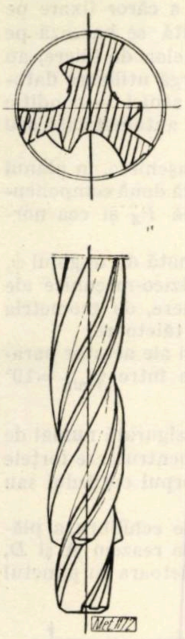
La această sculă unghiul elicei poate fi ales adecvat condiţiilor de aşchiere, deci în jurul a 30°.

Toleranţele rezultate din prelucrarea cu această sculă sînt identice cu toleranţele realizate cu adîncitoare normale.

În cazul existenţei unei devieri între axa găurii pregătită pentru prelucrare şi axa sculei, se recomandă utilizarea bucşelor de conducere. Astfel poate fi corectată deplasarea axei găurii prelucrate în prealabil sau turnată.

Această sculă, avînd o conducere mai bună decît aceea a unui adîncitor etajat obişnuit, lucrează mai precis, putînd realiza toleranţe JE 4 (H 9) şi o calitate mai bună a suprafeţei prelucrate.

Consideraţii generale pentru sculele etajate cu faţete multiple. Sculele etajate pentru găurire şi alezare, precum şi cele pentru adîncire şi alezare sînt adecvate numai pentru prelucrarea găurilor scurte de trecere, deoarece fiecare treaptă trebuie să lucreze separat.



← Fig. 4. Adîncitorul cu faţete multiple.

La găurile mai mici treapta de găurire ar rezulta prea lungă şi astfel timpul pentru găurire fiind prea mare — nu mai prezintă rentabilitatea dorită.

În principiu, aceste scule pot fi utilizate la prelucrarea tuturor metalelor, indiferent de forma aşchiilor ce produc (lungi, continue sau scurte). O atenţie deosebită trebuie acordată prelucrării metalelor uşoare (silumin, aluminiu), la care ultima treaptă trebuie să îndepărteze mai mult adaos decît la prelucrarea oţelului.

Pentru asigurarea evacuării aşchiilor în bune condiţii, trebuie să se acorde o atenţie specială treptei exterioare. Spaţiile necesare pentru aşchii cauzează din cînd în cînd dificultăţi la treapta exterioară. În toate cazurile se va urmări obţinerea aşchiilor relativ scurte, a căror evacuare se face în condiţiile cele mai bune. La burghiele etajate cu faţete multiple acest deziderat se realizează prin corijarea unghiului de degajare al treptei de adîncire, care se micşorează; în acelaşi timp se măreşte avansul. Este cazul prelucrării combinate a găurilor mai adînci, adică atunci cînd raportul dintre diametru şi adîncimea de găurit este foarte mare.

Dispoziţia bucşelor de conducere, care se utilizează pentru treapta cu diametrul mare, va asigura o distanţă între piesă şi bucşă, cel puţin egală cu lungimea primei trepte. Această dispoziţie asigură ca aşchiile desprinse să nu ajungă pînă la bucşa de conducere şi creează posibilitatea unei răciri abundente şi chiar a unei răciri separate (pentru gaură şi pentru bucşă). Este evident că, mai ales la utilizarea bucşelor de conducere, se va căuta ca prin construcţia sculei şi alegerea avansului să se realizeze aşchii cît mai scurte.

Condiţiile tehnice pentru executarea sculelor cu faţete multiple trebuie să fie severe în ceea ce priveşte precizia de divizare a dinţilor şi precizia conului de aşchiere. Bătăile trebuie să fie minime, întrucît o diferenţă la înălţimea conului de aşchiere are un efect mult mai nefavorabil asupra preciziei găurii prelucrate, decît la alezoarele cu pasuri mai mici. Ascuţirea corectă şi simetrică a vîrfului treptei de găurire este deosebit de importantă atît pentru calitatea găurii prelucrate, cît şi pentru randamentul prelucrării. Ideal ar fi dacă s-ar putea realiza toleranţe maxime pentru excentricitatea vîrfului de 0,04 mm, pentru diametrele sub 6 mm şi de 0,80 mm, pentru diametrele peste 6 mm, toleranţe care elimină în cea mai mare parte efectul oscilaţiilor periodice cauzate de o ascuţire defectuoasă a vîrfului burghiului.

Întrucît capacitatea de aşchiere a sculelor de aşchiere este determinată în cea mai mare măsură de calitatea muchiei de aşchiere şi a suprafeţelor active, se vor avea în vedere următoarele: calitatea muchiei de aşchiere se asigură printr-un tratament termic adecvat al materialului de aşchiere. Sculele cilindrice cu faţete multiple avînd secţiuni neuniforme vor prezenta—după călire—diferite stări structurale în secţiune. Porţiunea cea mai slabă, miezul sculei, va prezenta semnele unei mici supraîncălziri, din cauza timpului de menţinere prea mare pentru această porţiune, pînă cînd porţiunea mai groasă a secţiunii rezultă cu o structură de călire normală (fig. 5).

Această stare influenţeză mult capacitatea de aşchiere a sculei, deoarece porţiunile supraîncălzite, avînd o granulaţie grosolană, ajung mai repede la limita lor de uzură. În acelaşi timp se măreşte pericolul de rupere, datorită elasticităţii acestor scule cu coadă.

Pentru a evita complet aceste stări structurale diferenţiate, în străinătate s-a efectuat recent călirea semifabricatului în formă de bară cilindrică (fără canale), secţiune la care încălzirea se face uniform, iar canalele şi faţetele au fost executate ulterior prin rectificare profilată, cu ajutorul unor abrazive speciale cu praf de diamant, obţinîndu-se microgeometria arătată în figura 6.

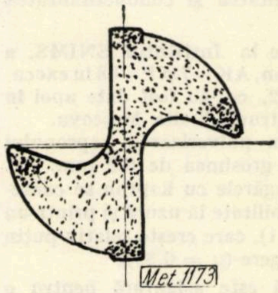


Fig. 5. Structura secţiunii treptei de găurire.

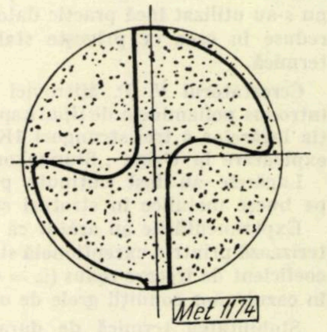


Fig. 6. Structura secţiunii treptei de găurire cu canale rectificate din plin.

Un alt avantaj al acestui proces tehnologic nou rezultă din proprietatea barei cilindrice de a se deforma mult mai puţin la operaţiile de tratament, putîndu-se astfel renunţa la operaţiile de îndreptare (la cald sau la rece).

În străinătate s-au construit maşini-unelte speciale pentru prelucrarea din plin prin rectificare a sculelor cilindrice cu coadă pînă la diametrul de 13—16 mm.

Pentru prelucrarea găurilor de dimensiuni mai mari, trebuie să se reducă cauzele acestor defecte, asigurîndu-se o structură cît mai uniformă printr-o dirijare sigură a tratamentului termic pe baza probelor metalografice curente, utilizînd pentru încălzirile finale instalaţii de reglare automată, foarte sensibile, a temperaturii, care asigură o temperatură de încălzire aproximativ constantă ± 3°C.

Pentru a mări durabilitatea sculei, suprafeţele cele mai solicitate — faţa de degajare şi faţetele — , trebuie supuse unui tratament termic suplimentar (după ce scula este complet prelucrată) constînd din nitrurare urmată de o revenire în abur supraîncălzit. Prin nitrurare se realizează pe suprafaţa sculei o duritate de circa 1 050—1 100 unităţi Vickers. Trecerea bruscă de la zona nitrurată spre structura de călire a oţelului rapid trebuie evitată printr-un tratament termic suplimentar, aplicat în continuarea operaţiei de nitrurare; astfel, din cauza oscilaţiilor de torsiune, stratul nitrurat casant va prezenta mici crăpături, care duc la degradarea sculei.

Revenirea în abur supraîncălzit imunizează suprafaţa nitrurată şi îndeosebi faţetele de conducere contra sudării la rece a aşchiilor mici. Stratul subţire de oxid de fier (Fe_3O_4) care se formează, atribuind suprafeţei o culoare neagră-albăstruie, nu numai că reduce această tendinţă dar îmbunătăţeşte şi proprietăţile de alunecare şi, în acelaşi timp, asigură o rezistenţă contra coroziunii.

Calitatea suprafeţelor active rezultă din operaţiile de netezire. Este deosebit de importantă rectificarea sau polizarea canalelor de evacuare a aşchiilor, operaţie care are un efect foarte favorabil nu numai prin netezimea ce se realizează, dar şi din cauză că urmele fine ale procesului de rectificare apar în direcţia longitudinală şi nu în direcţia transversală (la direcţia de evacuare a aşchiilor), cum este cazul la frezarea canalelor.

Prin operaţiile de netezire a suprafeţelor active se micşorează mult pericolul reţinerii particulelor de aşchii în canale şi pe tăişuri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Malkin, A. I. şi Semencenko, D. I. *Proiectarea şi exploatarea sculelor în liniile automate.* În: Stanki i Instrument 30, nr. 8, 1959, p. 36–39.

[2] * * * Titex Mitteilungen, nr. 2, 3, 1961.

Utilizarea kapronului pentru executarea lagărelor maşinilor-unelte. Mitrovici V. P. În: *Stanki i Instrument*, nr. 6, 1962.

Este cunoscută utilizarea maselor plastice în construcţia de maşini-unelte pentru executarea şaibelor de transmisie, pinioanelor, capotelor, mînerelor şi altor piese puţin solicitate. Pentru execuţia lagărelor maşinilor-unelte, masele plastice nu s-au utilizat încă practic datorită proprietăţilor lor relativ reduse în ceea ce priveşte stabilitatea şi conductibilitatea termică.

Cercetătorul V. P. Mitrovici de la Institutul ENIMS, a introdus poliamidele de tipul kapron, AK–7 şi P–68 în execuţia lagărelor a trei strunguri 1K62, ce au fost date apoi în exploatare la Uzina ,,Stankokonstrucţia'' din Moscova.

Lagărele au fost obţinute prin pulverizarea kapronului pe bucşe metalice în straturi cu grosimea de 0,2 mm.

Experimentările au arătat că lagărele cu kapron se caracterizează printr-o excepţională stabilitate la uzură şi printr-un coeficient de frecare redus ($\mu = 0{,}1$), care creşte relativ puţin în cazul unor condiţii grele de ungere ($\mu = 0{,}35$).

Stabilitatea termică de durată este asigurată pentru o temperatură de lucru care să nu treacă de 100–110°C.

În total, la strungul 1K62, au fost înlocuite 17 lagăre metalice cu lagăre cu kapron. În funcţie de locul lor de aşezare, lagărele au diametrul interior de 20, 30, 40 şi 50 mm şi sînt cu sau fără gulere de sprijin. Fusurile arborilor ce se sprijină în aceste lagăre au fost finisate în limita claselor 9 şi 10 de prelucrare a suprafeţelor.

În tabela 1 se dau regimurile experimentale de lucru ale arborelui principal şi ale altor două axe ale strungului (convenţional notate I şi II), determinate de următorii parametri: turaţia, viteza periferică de alunecare în lagăre, momentul de rotaţie la arborele principal şi puterea utilizată pentru aşchiere.

Tabela 1

Nr. regimului de lucru	n_{ap} rot/min	nI rot/min	nII t/min	v_aI m/s	v_aII m/s	M_r kgf/cm	N kW
1	80	630	160	1.65	0.42	0	0
2	80	630	160	1.65	0.42	4 450	3.7
3	315	630	630	1.65	1.65	1 500	4.85
4	630	1 260	1 260	3.30	3.30	1 175	7.6

Lucrul în regimul nr. 4 reprezintă utilizarea puterii totale a strungului. În aceste condiţii, încălzirea lagărelor cu kapron ale axelor I şi II care au suportat cele mai mari solicitări nu a trecut de 78°C după 8 ore de lucru şi pentru o temperatură a mediului ambiant de 22–24°C.

În concluzie, autorul arată că rezultatele experimentale permit să se înlocuiască o serie întreagă de lagăre — pe cuzineţi de bronz şi pe rulmenţi — ale strungului 1K 62 cu lagăre de alunecare cu kapron. Este de asemenea indicată lărgirea experimentărilor cu alte tipuri de maşini-unelte, în vederea extinderii utilizării cuzineţilor din kapron în construcţia de maşini.

Folosirea forţelor de tăiere pentru fixarea sculelor de aşchiere. Pîvkin G. M. In: *Stanki i Instrument* nr. 6, 1962.

În acest articol autorul arată că, în ultimul timp, sculele aşchietoare, a căror fixare pe maşina-unealtă se bazează pe folosirea forţelor de tăiere, au căpătat o largă utilizare datorită posibilităţii de schimbare rapidă a sculei — condiţie extrem de necesară în cazul unei producţii automatizate sau semiautomatizate.

După cum este cunoscut, în procesul de aşchiere, în planul perpendicular pe muchia tăietoare acţionează două componente ale forţei de tăiere P_R: cea tangenţială P_Z şi cea normală P_N.

Direcţia forţei de tăiere P_R este determinată de unghiul ψ, a cărui mărime depinde de proprietăţile fizico-mecanice ale materialului prelucrat, de regimul de aşchiere, de geometria cuţitului şi de gradul de teşire al muchiei tăietoare.

Cercetările efectuate pentru diferite valori ale acestor parametri au arătat că unghiul ψ poate varia între $\psi_{\min} = 19°$ şi $\psi_{\max} = 70°$.

În acest caz, stabilitatea fixării poate fi asigurată numai de o astfel de aşezare a punctelor de reazem, pentru care forţele ce apar în procesul de aşchiere presează corpul cuţitului sau plăcuţa tăietoare pe aceste reazeme.

Experimental s-a verificat că condiţia de echilibru a plăcuţei tăietoare, fixată liber pe elementele de reazem A şi D, (fig. 1, *a*), constă în coincidenţa muchiei tăietoare cu punctul de întretăiere E al forţelor de reacţie N_A şi N_D, ce apar în punctele de razem. În acest caz, direcţia de acţionare a forţei de tăiere P_R nu trebuie să iasă din limitele de poziţionare a reazemelor, adică condiţia de echilibru va fi:

$$0 \leqslant \psi \leqslant 90°.$$

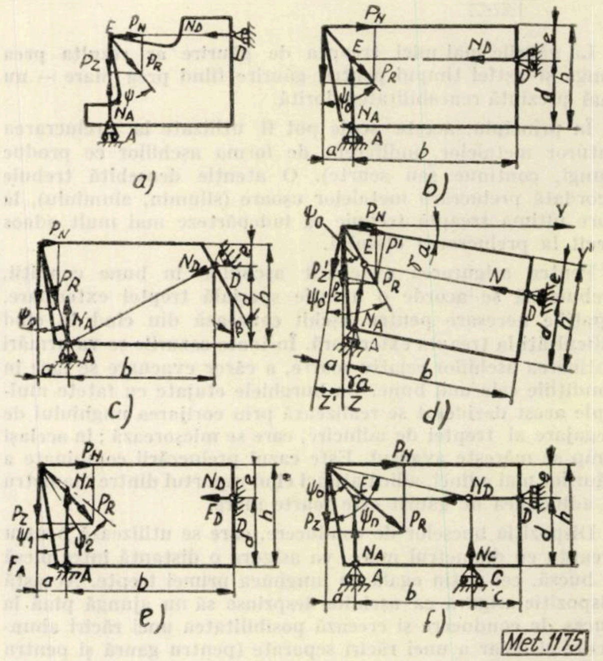


Fig. 1.

Dacă muchia tăietoare nu coincide cu punctul E (fig. 1, *b*) scula de aşchiere se va găsi în echilibru numai în cazul cînd direcţia de acţionare a forţei P_R va trece prin punctul E. Pentru o astfel de direcţionare a forţei de tăiere, unghiul $\psi = \psi_0$ şi condiţia de echilibru este dată de expresia:

$$\operatorname{tg} \psi_0 = \frac{a}{e}.$$

Dacă forţa P_R nu va trece prin punctul E ($\psi \neq \psi_0$), scula de aşchiere se va răsturna sub acţiunea momentului:

$$M_1 = P_Z (a - e \operatorname{tg} \psi).$$

Micşorarea distanţei d pentru aceeaşi înălţime h a sculei de aşchiere permite micşorarea unghiului ψ_0 şi apropierea sa de mărimea unghiului $\psi_{\min}$. Schimbarea direcţiei reacţiei N_D duce de asemenea la micşorarea unghiului ψ_0. De exemplu, prin aşezarea suprafeţei de sprijin a sculei sub un unghi β (fig. 1, *c*) direcţia reacţiei N_D va trece prin punctul A,

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{d}{b} \text{ şi } \operatorname{tg} \psi_0 = \frac{a}{h}.$$

Mărirea în continuare a unghiului β duce la o micşorare mai pronunţată a unghiului ψ_0. Unghiul ψ_0 se micşorează de asemenea dacă se aşază cuţitul de aşchiere sub un unghiu γ_a (fig. 1, *d*). Pentru o astfel de aşezare $\psi_0 = \psi_0' - \gamma_a$.

Forţele de frecare, ce apar în elementele de reazem, schimbă întrucîtva distribuţia forţelor active (fig. 1, *e*). Forţele de frecare sînt proporţionale cu coeficientul de frecare f şi se opun răsturnării plăcuţei tăietoare, care se găseşte în echilibru pentru variaţii ale unghiului ψ între limitele $\psi_1 - \psi_2$. În acest caz, condiţia de echilibru este dată de expresia:

$$\frac{a + (a + b) f^2 - df}{e + (d + e) f^2 + bf} \leqslant \psi \leqslant \frac{a + (a + b) f^2 + df}{e + (d + e) f^2 - bf}.$$

În procesul de aşchiere pot apărea vibraţii; în acest caz coeficientul de frecare f are valori foarte reduse. De aceea, din calculul condiţiilor de echilibru pot fi eliminate forţele de frecare, existenţa lor mărind siguranţa fixării.

Atunci cînd $\psi > \psi_0$ este necesar al treilea punct de sprijin C pentru a se evita răsturnarea sculei aşchietoare. Reazemul C (fig. 1, *f*), împiedică răsturnarea cuţitului în sensul mişcării acelor de ceasornic. În acest caz, scula aşchietoare se va găsi în echilibru pentru variaţii ale unghiului ψ între limitele ψ_0 şi ψ_n şi, prin urmare, condiţia de echilibru va fi următoarea:

$$\operatorname{tg} \psi_n = \frac{a + b}{e}.$$

Atunci cînd $\psi < \psi_0$ adică $|\operatorname{ctg} \psi| < |a|$, scula aşchietoare se va răsturna sub acţiunea momentului M_1, iar atunci cînd $\psi > \psi_n$, adică $|e \operatorname{tg} \psi| > |a + b|$, scula aşchietoare se va răsturna sub acţiunea momentului:

$$M_2 = P_Z (a + b - e \operatorname{tg} \psi).$$

Ascuţirea sculelor din aliaje dure cu ajutorul ultrasunetului. Gissin I. M. In: *Stanki i Instrument* nr. 6, 1962. Cercetătorul I. M. Gissin, de la Institutul de Tehnologie a Construcţiei de Maşini din Rostov pe Don, publică rezultatele experimentărilor făcute de Institut la uzina „Rostselmaş" cu privire la utilizarea ultrasunetului pentru ascuţirea sculelor tăietoare confecţionate din aliaje dure.

Pentru experimentări a fost adaptată o freză obişnuită pe masa căreia s-a fixat scula de ascuţit. În zona de prelucrare a vibratorului s-a transmis continuu abrazivul în suspensie.

Parametrii de bază ai procesului de prelucrare sînt următorii: amplitudinea oscilaţiilor — 2A = 60,8μ; frecvenţa — f=19 kHz; presiunea pe vibrator — P=7,47 kg; suprafaţa secţiunii de lucru a vibratorului — 16,3 × 19,7=321,11 mm²; viteza de avans — 9,5 m/min; suspensia — V_4S (granulaţia 320, 45—50% apă); materialul vibratorului — oţel 45; materialul sculei supuse ascuţirii — aliaj VK—8; dislocarea de metal în unitatea de timp — W = 4 mm³/min.

Cuţitele din aliaje dure, după ascuţirea lor prin polizare s-au rectificat în zona muchiilor tăietoare cu ajutorul ultrasunetului. Ca urmare, gradul de finisare a suprafeţelor a căror intersecţie generează muchiile tăietoare s-a mărit de la clasa 5-a la clasele 8—9 (înălţimea neregularităţilor suprafeţelor H_m= 2,1—1,6 μ), ceea ce a permis micşorarea frecărilor în timpul aşchierii şi deci a temperaturii de încălzire a sculei aşchietoare.

Se constată în medie o mărire cu 33% a timpului de exploatare a sculelor ascuţite cu ultrasunet, în raport cu timpul de exploatare a sculelor ascuţite prin polizare.

Ascuţirea sculelor cu ajutorul ultrasunetului este indicată şi din punctul de vedere al obţinerii unor suprafeţe prelucrate calitativ superioare.

Cu plăcuţe dure VK — 8, a căror ascuţire prin polizare a fost rectificată prin ultrasunet, pentru o grosime a şpanului de 0,05—0,07 mm, s-au obţinut suprafeţe prelucrate ce s-au încadrat în clasele 8—9 şi chiar 10 de finisare.

Comparativ se arată că ascuţirea plăcuţelor dure numai cu discuri abrazive asigură un grad de finisare al suprafeţelor prelucrate corespunzător claselor 5—6, iar după rectificarea ascuţirii cu fontă se pot obţine suprafeţe prelucrate ce se încadrează maximum în clasele 7—8 de finisare.

Sudarea prin explozie. Sedîh V. S. şi alţii: Svarka vîzrîvom. In: *Svarocinoe proizvodstvo*, nr. 5, 1962. Sudarea prin explozie se bazează pe acţiunea unui jet cumulativ format în urma detonării unei substanţe explozive asupra a două suprafeţe de sudat aşezate înclinat între ele. Sudarea se produce în faza solidă a metalelor, fără formarea unor compuşi chimici intermediari, chiar dacă tablele sînt din metale de natură diferită. Sub acţiunea energiei dezvoltate de detonarea substanţelor explozive, mişcarea plăcii aruncate produce pe placa fixă deplasarea tangenţială a straturilor de la suprafaţa acesteia. Jetul format distruge şi îndepărtează de pe suprafeţele de îmbinat pojghiţele de oxizi sau alte incluziuni nemetalice. Prin perturbaţiile ce se produc la deplasările tangenţiale pe suprafeţele de îmbinat se formează unde în punctele de ciocnire, apropiind tablele la distanţele necesare pentru apariţia legăturilor metalice între părţile de îmbinat şi mărindu-se totodată şi suprafaţa îmbinării. În figură se arată schema sudării prin explozie; *1* este o bază rigidă fixă, iar *2* şi *3* sînt plăcile de sudat. Încărcătura explozivă *4* se aşază pe suprafaţa plăcii *3* care este mobilă. Explozia se produce cu ajutorul detonatorului *b*. Plăcile se aşază la o distanţă *h* (la capetele apropiate) şi formează între ele un unghi α. Se pot suda între ele fie metale de aceeaşi natură, fie metale diferite: oţel carbon cu oţel carbon, oţel carbon cu oţel inoxidabil, oţel inoxidabil cu cupru, oţel inoxidabil cu aluminiu etc.

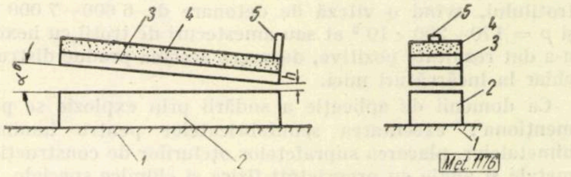


Fig. 1

S-a stabilit că la α = 0°, mărind *h* de la 0 la 20 mm şi grosimea încărcăturii explozive de la 5 la 35 mm, nu se formează îmbinări între perechile de materiale enumerate, iar ciocnirea plăcilor duce numai la lustruirea suprafeţei acestora pînă la luciu oglindă, înlăturînd urmele de prelucrare mecanică; la încărcături explozive prea mari se ajunge chiar la distrugerea plăcilor. La aşezarea plăcilor din oţel carbon sub un unghi minim de α = 0°35′ şi la folosirea unor încărcături cu grosimea de 5 mm, la *h* = 2 mm, se obţine o slabă aderenţă şi formarea unor ondulaţii mici ale suprafeţelor. Cu mărirea unghiului α, forţa de aderenţă a plăcilor şi gradul de ondulare creşte, iar la α = 2°18′ — 4°35′, îmbinarea poate fi distrusă numai prin metalul de bază. Îmbinările dintre celelalte perechi de materiale se obţin la un unghi α de 2—7° cu grosimea încărcăturii de 5—20 mm şi *h* de 2 mm. În aceste condiţii, rezistenţa îmbinărilor sudate creşte pînă la o anumită valoare cu mărirea unghiului α şi a înălţimii încărcăturii.

Conform datelor preliminare, rezistenţa de rupere la forfecare a îmbinărilor dintre oţelul inoxidabil şi oţelul carbon este de 54 kgf/mm², iar aceea dintre oţelul inoxidabil şi cupru — de 16,8 kgf/mm². În general, ruperea epruvetelor se produce în metalul cu rezistenţa minimă la o oarecare distanţă de planul îmbinării, ceea ce se explică prin mărirea rezistenţei zonei adiacente cusăturii pe o grosime pînă la $100\,\mu$.

Cercetările metalografice ale îmbinărilor arată că zonele ecruisate se formează în urma unor deformaţii mari ale straturilor subţiri de pe suprafeţele plăcilor. Astfel, plăcile din oţel carbon au porţiuni cu structură de tip martensitic acicular. Se presupune că „la îmbinarea plăcilor din oţel carbon transformările structurale din unele porţiuni ale zonei adiacente cusăturii se produc datorită ciocnirii lor sau în urma combinaţiei ciocnirii cu încălzirea straturilor de pe suprafaţa metalului ca urmare a deformării instantanee". Cercetările metalografice ale stucturilor îmbinărilor sudate au dus la următoarele concluzii :

— pe suprafeţele îmbinărilor dintre materialele sudate nu există pojghiţă de oxizi sau de alte incluziuni nemetalice care, în general, îngreuiază sudarea metalelor în faza solidă ; acestea sînt antrenate de pe suprafeţele plăcilor de către jetul cumulativ ;

— limita îmbinărilor de-a lungul plăcilor sudate constă dintr-o linie puternic ondulată şi bine conturată, iar transversal aproape dreaptă ;

— îmbinările executate cu metale diferite (Cu + Ti, Fe + + Al, Fe + Cu) sînt complet lipsite de compuşi chimici intermediari datorită duratei mici a procesului de sudare care este de ordinul microsecundelor.

Pentru sudarea prin explozie, o importanţă foarte mare o are tipul substanţei explozive. Ca substanţă explozivă se foloseşte hexogenul în stare vărsată cu densitate de 1,2 g/cm^3, avînd o viteză de detonare de 6 600 m/s şi presiune în produsele de detonare $p = 130 \cdot 10^3$ at. Încercările de utilizare a substanţelor explozive condensate, mai puternice, de tipul trotilului, avînd o viteză de detonare de 6 600—7 000 m/s şi $p = 170-200 \cdot 10^3$ at sau amestecuri de trotil cu hexogen n-a dat rezultate pozitive, deoarece acestea produc distrugeri chiar la încărcături mici.

Ca domenii de aplicaţie a sudării prin explozie se poate menţiona : executarea semifabricatelor pentru laminarea bimetalelor, placarea suprafeţelor oţelurilor de construcţie cu metale şi aliaje cu proprietăţi fizice şi chimice speciale, precum şi sudarea semifabricatelor cu piese din materiale diferite.

Încercări de tracţiune ale metalelor casante. În : *Materials Researsch and Standards*, februarie 1962.

În general, rezistenţa la tracţiune a unui metal se determină pe epruvete prismatice supuse la o încărcare uniaxială a cărei mărime se stabileşte în momentul ruperii : la acest fel de epruvete, porţiunea centrală prismatică constituie zona critică, cele două extremităţi servind numai pentru aplicarea sarcinii. În cazul metalelor casante însă forma epruvetei trebuie să fie aleasă încît să se asigure aplicarea într-adevăr axială a încărcării.

Pentru a se remedia acest inconvenient, s-a elaborat o nouă formă de epruvetă care simplifică această problemă. Epruveta *teta* numită astfel deoarece configuraţia ei este asemănătoare cu litera alfabetului grec, se compune dintr-o bară centrală supusă la un efort uniaxial de întindere la care se rupe atunci cînd epruveta este supusă la compresiune.

Studiile efectuate cu ajutorul fotoelectricităţii au permis să se analizeze eforturile şi deformaţiile care se produc în această bară centrală şi au arătat că dispersiunea rezistenţelor înregistrate a avut loc în limite admisibile.

Îmbinări etanşe la temperaturi joase. În : *Techniques Mondiales*, mai 1962.

În general, garniturile de etanşeitate din elastomeri menţinute printr-un resort se comportă satisfăcător pentru un domeniu întins de temperaturi. Totuşi, în cazul cînd temperaturile la care lucrează sînt foarte scăzute (—190°C în cazul azotului lichid), elastomerul îşi micşorează rezilienţa şi resortul nu mai poate comprima atît încît să se menţină îmbinarea închisă etanş.

Acest inconvenient a fost remediat printr-un nou tip de îmbinare compus dintr-o garnitură elastică (cauciuc sau politetrafluoretilen) comprimată de către un resort bimetal cu atît mai mult cu cît temperatura este mai joasă.

Garnitura elastică şi resortul (în general inelare) au profilul în V. Resortul, confecţionat din mai multe elemente prelucrate dintr-o bandă bimetal, reacţionează, întinzîndu-se la temperaturi foarte joase (—183°C în cazul oxigenului lichid) astfel încît apasă mai mult pe marginile garniturii elastice, învingînd rigiditatea acesteia din ce în ce mai mare şi menţinînd astfel etanşeitatea, chiar în cazul în care gazul lichefiat este la pesiune joasă. În caz contrar, presiunea gazului contribuie (datorită formei garniturii de etanşare) la mărirea etanşeităţii.

Procedeu de sudare a ţevilor pe suprafeţe metalice. In : *Tehniques Mondiales*, mai 1962.

În general, sudarea ţevilor metalice pe o suprafaţă metalică plană prezintă dezavantajul micşorării rezistenţei în jurul îmbinării şi al unui aspect necorespunzător al piesei.

Un nou procedeu care înlătură aceste inconveniente constă din micşorarea progresivă a diametrului tubului şi sudarea lui prin presiune pe table care prezintă o concavitate în care se aşază ţeava. Îmbinarea astfel realizată pe o suprafaţă mai mare, este mai solidă ; cu cît presiunea exercitată este mai mare, cu atît se obţine o îmbinare mai bună. Zona cusăturii fiind ascunsă între baza conică a ţevii şi suprafaţa tablei, aspectul piesei este corespunzător. Conicitatea capătului ţevii se obţine uşor prin stanţare sau presare.

Pentru efectuarea îmbinării se poate aplica sudarea prin rezistenţă. Ţeava şi tabla care se sudează, fixate în fălcile maşinii de sudat, sînt menţinute în poziţia de sudare astfel încît sudarea se efectuează automat.

Dispozitiv pentru îndoire la 90° pe o presă. Pizak J. C. In : *La machine moderne*, mai 1962.

Îndoirea la 90° pe o presă nu se poate efectua întotdeauna precis, deoarece intervin anumite variabile datorită sculelor, maşinii şi materialului care trebuie îndoit. Practic, s-au găsit metode pentru a se remedia aceste inconveniente, ţinîndu-se seama că principalii factori care provoacă neregularităţile obţinute în îndoirea la 90° sînt :

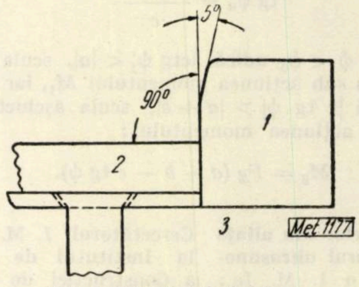


Fig. 1. Dispozitiv de îndoire :
1 — bloc de îndoire ; 2 — ejector ; 3 — placă suport.

— diferenţele de duritate şi grosime ale materialelor care se îndoaie ;

— precizia limitelor de curbură care trebuie să fie obţinută la îndoirile la 90° ;

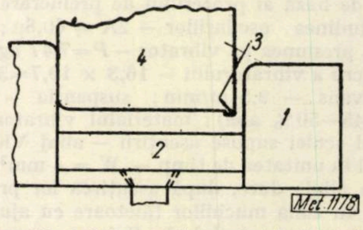


Fig. 2. Dispozitiv de îndoire pentru materiale de grosime redusă.

— cele datorite razelor mari de curbură interioară, în special în cazul cînd raza interioară este mai mare decît grosimea materialului care se îndoaie.

În figura 1 este reprezentat un astfel de dispozitiv de îndoire, cu un bloc *2* avînd un unghi de 4—5°. Practic s-a constatat că o mică modificare a acestui unghi măreşte eficacitatea operaţiei transformîndu-se într-un unghi de amorsare care face ca operaţia de îndoire să se efectueze progresiv, nu brusc, şi astfel piesele să fie de dimensiuni uniforme, chiar dacă grosimea materialului diferă.

În figura 2 este reprezentat un dispozitiv la care poansonul este prevăzut cu un călcîi; el nu poate fi însă aplicat pentru materialele de grosime mică, deoarece se pot produce uşor ruperi.

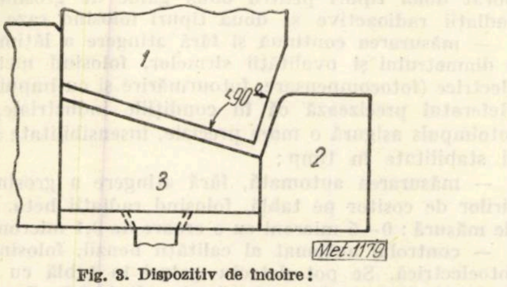


Fig. 3. Dispozitiv de îndoire:
1—poanson pentru curbarea uniformă la 90°; *2*—bloc de îndoire; *3*—ejector

Un alt dispozitiv (fig. 3) este prevăzut cu un poanson *1* cu un unghi mai mic de 90° şi cu o talpă de compresiune cu resorturi, aşezate la un unghi corespunzător.

Dispozitivul arătat în figura 1 dă cele mai bune rezultate în cazurile cele mai complicate, atît prin faptul că produsele sînt de bună calitate cît şi prin acela că este economic.

Dispozitiv de asamblare care elimină vibraţiile. În: *La machine moderne*, mai 1962. Folosirea garniturilor care să elimine vibraţiile este necesară la asamblarea organelor de maşini la care se produc vibraţii. O astfel de asamblare (fig. 1) este formată dintr-un manşon din neopren prevăzut la una din extremităţi cu un guler şi la cealaltă cu o piuliţă din alamă. Atunci cînd se asamblează două suprafeţe, bulonul de asamblare este fixat în piuliţă şi comprimă manşonul din neopren (ca un nit). Manşonul din neopren contribuie astfel la o îmbinare în care nu se produc vibraţii şi care este etanşă pentru apă şi aer. Deoarece gulerul manşonului împiedică un contact direct între cele două suprafeţe, transmisia vibraţiilor este redusă la minimum. Aceste dispozitive de asamblare sînt în special indicate pentru montarea instrumentelor de măsură sensibile şi a tablourilor de comandă. Fixarea lor se efectuează pe o singură parte.

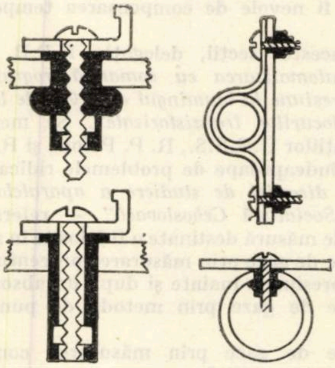


Fig. 1

Indicator de nivel şi alimentator automat. În: *Technique Moderne* nr. 4, 1962. Firma Sergot a construit un indicator de nivel combinat care în acelaşi timp reglează automat alimentarea, prevăzut cu un cadran de dimensiuni mari, ale căror indicaţii sînt vizibile la distanţă. Acest aparat este comandat magnetic prin magneţi permanenţi inoxidabili cu poli multipli. Un flotor confecţionat din oţel inoxidabil urmăreşte variaţia nivelului şi antrenează magnetul motor interior care acţionează un magnet asemănător aşezat în interior (de cealaltă parte a unui ecran antimagnetic) care, în mişcarea sa de rotaţie, acţionează contactele care comandă motorul pompei de alimentare, semnalele luminoase şi soneria de alarmă. Acest magnet mai comandă şi un sector vopsit în verde care deplasîndu-se înaintea unei fante circulare, reprezintă pe fond negru nivelul apei în căldare.

Dat fiind că deplasarea unghiulară a coloanei luminoase este riguros proporţională şi amplificată cu variaţia nivelului apei în căldare, acest aparat este un indicator de nivel cu cadran care poate fi folosit la orice rezervor sub presiune.

Matriţă pentru forarea găurilor cu diametrul mai mic decît grosimea materialului. Loftus, M. W. *Machine Moderne*, 634/1962. Forarea găurilor de diametru mai mic decît grosimea materialului poate fi dificilă dacă matriţa nu are o formă potrivită. Totuşi, pentru prelucrarea unui număr redus de piese, matriţa nu trebuie să aibă o formă complicată care ar mări preţul ei deci şi pe acela al operaţiei de găurire. Matriţa reprezentată în figură are un preţ relativ redus şi poate fi folosită în bune condiţii pentru efectuarea a două găuri de 8 mm diametru într-un material de 9,5 mm grosime, într-o producţie de serie de 10 000 bucăţi.

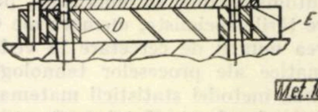


Fig. 1. Matriţă pentru forarea găurilor cu diametru mai mic decît grosimea materialului.

Cele două condiţii principale pe care trebuie să le îndeplinească matriţele cu care se efectuează astfel de operaţii sînt: poansoanele trebuie să fie precis centrate în orificiile matriţei şi poansoanele trebuie să fie solid montate cît mai aproape posibil.

Pentru a se asigura centrarea precisă a poansoanelor *A*, partea lor superioară a fost montată liber în placa de poansoane *B* şi partea lor inferioară a fost fixată în ejectorul din oţel călit şi rectificat *C*. Butoanele *D* au fost presate în blocul *E*. Folosind această construcţie, alinierea orificiilor matriţei şi ale ejectorului s-a putut efectua uşor. Poansoanele se pot deplasa uşor de jos în sus fără să se blocheze în ejector. O placă de oţel, călită şi rectificată *F*, susţine poansoanele.

Pentru găurire, se aşază presa *7* într-o ramură a ejectorului şi un deget *G* o aşază în matriţă. Piesa se manipulează cu cleşti pentru care s-a prevăzut degajarea *H* de la extremitatea matriţei.

Cronica

Conferinţa internaţională C.A.E.R. cu tema: „Metode de analiză, control şi comandă a proceselor siderurgice cu folosirea tehnicii de măsură şi calcul”

La sfîrşitul anului 1961, în oraşul Ostrawa din R.S. Cehoslovacă s-au desfăşurat lucrările conferinţei cu tema: „Metode de analiză. control şi comandă, la care au participat 306 delegaţi din ţările membre ale C.A.E.R., ingineri — specialişti în automatizarea proceselor siderurgice — cercetători, proiectanţi şi ingineri de exploatare, precum şi matematicieni şi fizicieni care lucrează în această specialitate.

În cadrul şedinţei plenare au fost expuse liniile directoare privind însemnătatea automatizării pentru dezvoltarea industriei siderurgice din Republica Socialistă Cehoslovacă, precum şi gradul de automatizare a proceselor de producţie în siderurgia U.R.S.S., pentru care se preconizează:

— extinderea şi completarea mecanizării tuturor operaţiilor tehnologice şi de transport ca o condiţie a dezvoltării mai departe a automatizării;

— concentrarea şi întărirea tuturor forţelor competente pentru cercetarea, proiectarea, execuţia şi darea în exploatare a instalaţiilor automatizate:

— asigurarea cu documentaţie tehnico-ştiinţifică a institutelor precum şi a colectivelor din întreprinderile care se ocupă cu aceste probleme;

— formarea cadrelor tehnico-inginereşti specializate în automatizarea proceselor siderurgice;

— realizarea de modele experimentale şi prototipuri care vor fi puse în funcţiune în uzinele siderurgice;

— obţinerea sprijinului şi a încrederii personalului de exploatare în instalaţiile automatizate;

— asimilarea aparatelor de măsură şi control cu performanţe ridicate, precum şi îmbunătăţirea fabricaţiei aparatelor existenţe;

— necesitatea adoptării unei linii comune în introducerea şi dezvoltarea automatizărilor în siderurgie, pentru a evita paralelismul între ţările socialiste, membre ale C.A.E.R.;

— intensificarea muncii de cercetare în vederea stabilirii ecuaţiilor matematice ale proceselor tehnologice din siderurgie prin folosirea metodei statisticii matematice.

În afara celor două referate de sinteză prezentate în şedinţa plenară, au fost prezentate şi discutate 151 referate în cadrul celor trei secţii, după următorul program:

Secţia I — „*Aparate de măsură şi control automat al producţiei*. Dintre referatele prezentate în cadrul acestei secţii se menţionează următoarele:

— „*Traductoare în curent continuu pentru presiune, cădere de presiune şi deplasări pentru funcţionare cu aparate înregistratoare şi aparate cu mai multe canale*”. În acest referat, prezentat de delegaţia U.R.S.S., se descriu o serie de traductoare realizate astfel încît să dea mărimi de ieşire standard, ca de exemplu: traductoare pentru eforturi şi tensiuni sau deplasări şi unghiuri care dau la ieşire curenţi standard de 1—5 mA sau 4—20 mA. Semnalul de curent continuu se obţine prin tensiunea care se aplică la intrarea unui amplificator prevăzut cu reacţie negativă; curentul care circulă prin circuitul de reacţie este proporţional cu mărimea de intrare. Aparatul este de construcţie simplă avînd o înaltă precizie. Limitele prevăzute pentru semnalul de ieşire sînt identice cu cele prevăzute pentru sistemul de elemente unificate în curs de asimilare în R.P.R. (20 mA).

— „*Dispozitive pentru măsurarea autmată, fără atingerea dimensiunilor laminatelor, a acoperirilor şi detectarea defectelor din tablă*”.

Din referatul prezentat de delegaţia U.R.S.S., reiese că Laboratorul central de automatică din Moscova a elaborat o gamă de dispozitive pentru controlul parametrilor tehnologicei şi procesului de laminare şi anume:

— măsurarea continuă, fără atingere, a grosimii benzilor folosind raze Röntgen şi radiaţii radioactive — s-au elaborat două tipuri pentru două game de grosimi folosind radiaţii radioactive şi două tipuri folosind raze Röntgen;

— măsurarea continuă şi fără atingere a lăţimii laterale a diametrului şi ovalităţii sîrmelor, folosind metode fotoelectrice (fotocompensare, fotourmărire şi cu impulsuri foto). Referatul precizează că în condiţiile industriale, sistemul fotoimpuls asigură o mare precizie, insensibilitate la vibraţii şi stabilitate în timp;

— măsurarea automată, fără atingere a grosimii acoperirilor de cositor pe tablă, folosind radiaţii beta. Domeniul de măsură: 0—5 microni cu o eroare de 0,1 microni;

— controlul automat al calităţii benzii, folosind metoda fotoelectrică. Se pot detecta goluri în tablă cu diametrul minim de 0,1 mm la o viteză a benzii de 0,5—7 m/s.

Din referat rezultă că prin introducerea acestor dispozitive la laminoarele de tablă se obţine o creştere a productivităţii pînă la 7%, micşorarea rebuturilor între 50 şi 75%, precum şi o creştere a randamentului.

— „*Pirometre de radiaţie*”, referatul delegaţiei Republicii Socialiste Cehoslovace, descrie două tipuri de pirometre de radiaţie realizate în laboratoarele N H K G (Ostrawa-Kuncice). Primul tip este realizat cu un element sensibil din vanadiu-cobalt-platin-constantan, şi are următoarele game de măsură: 600—1 000°C; 700—1 400°C; 800—1 600°C; 800—1 800°C; timpul de răspuns este mai mic de două secunde. Al doilea tip este confecţionat din celule de seleniu şi are următoarele game de măsură: 1 000—1 300°C; 1 100—1 400°C; 1 200—1 500°C; 1 300—1 800°C; timpul de răspuns fiind mai mic decît la primul tip.

De asemenea, delegaţia cehoslovacă a prezentat un prototip de termocuplu de imersiune, care la un preţ relativ scăzut, asigură o precizie de măsură mai mare decît cea obţinută cu pirometrele de radiaţie de mai sus. Termocuplul este confecţionat din vanadiu-platin avînd o caracteristică liniară fără a fi nevoie de compensarea temperaturilor capetelor reci.

În cadrul acestei secţii, delegaţia R.P.R. a prezentat referatul: „*Automatizarea cu comandă-program a reglării şurubului de presiune la bluming de 1 000 de la Hunedoara, cu folosirea blocurilor tranzistorizate*”. Se menţionează că membrii delegaţiilor U.R.S.S., R. P. Polonă şi R. D. Germană s-au interesat îndeaproape de problemele ridicate în referat.

— „*Asupra direcţiei de studiere a aparatelor de măsură în Republica Socialistă Cehoslovacă*” — referatul prezintă unele aparate de măsură destinate a fi folosite în siderurgie ca:

— analizoare de gaze prin măsurarea procentului de CO_2 — măsurîndu-se presiunea înainte şi după un absorbant;

— analizoare de gaze prin metoda de punte — cu fir cald;

— analizoare de gaze prin măsurarea conţinutului de O_2 — metoda polarografică;

— măsurarea grosimilor metalelor, a stratului de cositor şi a grosimilor ţevilor cu ajutorul radiaţiilor radioactive, folosind ca detectori camere de ionizare;

— măsurarea forţelor pe principiul Widman — transformarea mărimii mecanice în mărime electrică.

Secţia II — „*Folosirea metodelor matematice de analiză pentru comanda şi controlul proceselor de producţie*” cu referate:

— „*Folosirea metodelor statistice de cercetare a furnalului înalt ca obiect de reglare automată*” — referat prezentat de delegaţia U.R.S.S. şi care cuprinde relaţiile dintre parametrii funcţionali ai furnalului folosind metoda statisticii matematice, singura metodă de cercetare posibilă în acest caz, fără a deranja regimul de funcţionare a furnalului. În primă etapă se recomandă ca automatizarea furnalului să cuprindă instalaţii de reglare automată independentă, de încărcare, în funcţie de compoziţia chimică a şarjei, de regimul termic, de repartiţia curentului de gaze pe secţiunea furnalului şi de viteza de coborîre a materialului în furnal. În etapa a doua se va introduce sistemul de conducere automată complexă a procesului, sistem care să asigure menţinerea relaţiilor optime între parametrii funcţionali.

— *,,Automatizarea complexă a proceselor de aglomerare"*. În acest referat prezentat de delegaţia U.R.S.S. se arată că automatizarea complexă a procesului de aglomerare trebuie să asigure:

— independent de variaţiile procesului tehnologic, maşinile trebuie să fie utilizate la capacitatea lor normală în condiţiile obţinerii unei calităţi constante. În acest sens s-au făcut cercetări experimentale la una din fabricile de aglomerare din U.R.S.S., obţinîndu-se următoarele rezultate:

— stabilirea influenţei calităţii de carbon din compoziţia aglomeratului asupra principalelor calităţi ale aglomeratului, cum ar fi influenţa raportului dintre FeO şi Fe_2O_3 şi conţinutul de sulf;

— influenţa umidităţii asupra productivităţii maşinii de aglomerat;

— influenţa conţinutului de carbon asupra productivităţii maşinii de aglomerat.

În sfîrşit, din referat rezultă că, calităţile principale ale aglomeratului sînt în funcţie de conţinutul de carbon din amestecul aglomerat şi că productivitatea maşinii de aglomerat este în funcţie de umiditatea şarjei aglomerate.

— *,,Despre unele maşini şi dispozitive de calcul pentru automatizarea complexă a proceselor din furnal"*. Delegaţia U.R.S.S. arată în acest referat că, în condiţiile dezvoltării furnalelor, nivelul existent al automatizării a devenit insuficient pentru asigurarea unui regim optim. Astfel se impune introducerea maşinilor şi dispozitivelor de calcul — activitatea de cercetare în acest domeniu desfăşurîndu-se pe următoarele căi:

— încadrarea procesului în ecuaţii diferenţiale ale căror soluţii — date de o maşină de calcul — se introduc în scheme de reglare. Metoda este complicată;

— studiul operaţiilor executate de către personalul de deservire şi crearea pe această bază a maşinilor de calcul;

— descrierea matematică a procesului, prin analiza statistică a fenomenelor. Ca rezultat se obţin relaţii empirice sau semiempirice între diverşi parametri;

— secţionarea procesului în mai multe secţiuni, iar pentru fiecare secţiune să se utilizeze un număr de dispozitive de calcul care să participe nemijlocit la procesul de automatizare. În acest fel se uşurează problema încadrării matematice a procesului.

Această ultimă cale prezintă interes şi este utilizată în continuare în referat, de unde trebuie reţinut cele trei zone: zona de alimentare, zona de dezoxidare indirectă a minereului şi zona de dezoxidare directă. Referatul, în final, indică găsirea relaţiilor matematice pentru coordonarea acestor trei zone în timpul funcţionării furnalului.

— *,,Sisteme de comandă automată a cuptoarelor Siemens Martin"* — referat prezentat de delegaţia U.R.S.S.

— În domeniul comenzii automate a cuptoarelor Siemens Martin se lucrează pe două direcţii:

— introducerea schemelor studiate şi experimentate de reglare a arderii:

— prelucrarea mijloacelor pentru măsurarea nemijlocită şi determinarea calitativă a parametrilor tehnologici şi termotehnici ai materialului topit din cuptor.

În legătură cu schema de reglare automată a arderii cuptorului se utilizează un dispozitiv simplu de calcul care însumează puterea calorifică a combustibilului şi calculează cantitatea de aer necesar corespunzător combustibililor. Mărimea de ieşire se introduce într-un regulator care menţine raportul prescris, acţionînd asupra aerului.

Referatul a prezentat formule şi scheme de calcul indicînd tipurile de traductoare, care transformă foarte exact mişcarea unghiulară la distanţă într-o tensiune proporţională de c.c. Traductoarele avînd constante de timp foarte mici, permit utilizarea regulatoarelor astatice (regulatoarele electrohidraulice şi electrice fără contacte *PI*, *PD* şi *PID*).

— În perspectivă sînt prevăzute următoarele:

— studierea preciziei statice de determinare a absorbţiei termice a şarjei prin metoda bilanţului termic invers,

— studierea preciziei statice în funcţie de viteza de ardere a carbonului;

— studierea cinematicii topirii, pentru care se lucrează în domeniul dezvoltării aparatelor de măsură şi a maşinilor de calcul.

Secţia III — *,,Utilizarea tehnicii de calcul pentru rezolvarea unor probleme de conducere a proceselor de producţie şi de evidenţă contabilă"*. În referatul prezentat de delegaţia U.R.S.S. se arată *utilizarea maşinilor de calcul pentru fabricaţie, darea comenzilor şi determinarea productivităţii laminoarelor*. De reţinut — ca problemă dificilă — alcătuirea algoritmului.

De asemenea, se arată rezultatele obţinute în ultimii doi ani în U.R.S.S. cu ajutorul maşinilor perforatoare. Aceste maşini lucrează în uzinele din U.R.S.S., realizînd se în bune condiţii evidenţa salariilor, iar în evidenţa producţiei propriu-zise lucrările sînt la început. Din referat rezultă că se acordă o atenţie deosebită utilizării metodei statisticii matematice, pentru determinarea influenţei diverşilor parametri în procesul tehnologic.

— *,,Sistemul de reglare numerică a poziţiei şurubului de presiune de la bluming prin cartele perforate şi elemente fără contact"* — referat prezentat de delegaţia Republicii Populare Polone. Din referat rezultă că în Republica Populară Polonă sînt trei colective care se ocupă de problema automatizării blumingurilor. Laboratorul de automatizare al uzinelor ,,V. I. Lenin" din Krakovia a elaborat un sistem digital cu cartele perforate şi elemente fără contact, iar alte două colective din Institutul de automatizări, proiectează şi vor experimenta un sistem cu selsinuri, respectiv potenţiometre.

Cu această ocazie delegaţia Republicii Populare Romîne care a mai prezentat încă două referate privitor la *,,Controlul automat al procesului tehnologic de laminare"* şi *,,Cîteva probleme privind introducerea automatizării complexe în industria siderurgică din Republica Populară Romînă"*, a discutat şi analizat avantajele soluţiilor tehnice prezentate de delegaţia Republicii Populare Polone, ajungînd la concluzia că reglarea numerică şi elemente tranzistorizate — fără contact — este cea mai avantajoasă şi dă posibilitatea conducerii fidele a procesului de laminare.

În încheiere, ca urmare a discuţiilor purtate pe baza referatelor prezentate, conferinţa a formulat următoarele recomandări privind problemele tehnice de bază ale viitoarelor lucrări de automatizare:

1) La elaborarea traductoarelor şi convertoarelor trebuie să se ţină seamă de faptul că acestea sînt surse primare de informaţii asupra stării procesului tehnologic. De aceea, trebuie să se acorde o atenţie deosebită siguranţei şi preciziei în funcţionarea lor. Totodată, este necesar să se elaboreze traductoarele care în prezent lipsesc, cum sînt cele pentru: parametrii termotehnici şi tehnologici, pentru analiza chimică a gazelor, analiza calităţii producţiei metalurgice şi pentru defectoscopie. Traductoarele şi convertoarele trebuie calculate pentru a funcţiona nu numai cu aparate indicatoare şi înregistratoare, ci şi cu dispozitive de control curent şi de calcul. Dispozitivele de control curent prezintă avantajul că se poate trece uşor la comanda centralizată a proceselor metalurgice, folosindu-se maşinile de calcul.

2) Să se elaboreze: aparate pentru măsurarea continuă a temperaturii metalului lichid, metalului cu o precizie superioară; aparate pentru măsurarea dimensiunilor geometrice ale metalului laminat; aparate pentru cîntărirea şi înregistrarea greutăţii la distanţă; debitmetre pentru combustibili lichizi şi gazoşi şi aparate pentru măsurarea şi reglarea umidităţii suflajului.

3) Lucrările viitoare de automatizare a pregătirii şarjei furnalelor înalte trebuie orientate către automatizarea complexă a încărcării, incluzînd cîntărirea, dozarea şi transportul încărcăturii în cuptor. De asemenea, se va introduce automatizarea repartizării suflajului pe gurile de vînt şi automatizarea regiunilor termice şi a inversării supapelor încălzitoarelor de aer, precum şi descrierea matematică a procesului din furnal în scopul elaborării unor

maşini de comandă pentru reglarea complexă a procesului de topire în furnal.

4) Pentru lucrările de automatizare a procesului tehnologic şi la cuptoarele Siemens Martin, este necesar să se perfecţioneze unele sisteme şi aparaturi pentru luarea directă de probe şi analiza oţelului în vederea introducerii acestor indici în sistemul de reglare, precum şi la construirea unui sistem automat de evidenţă a încărcăturii cuptorului şi de marcare a şarjelor după sortiment.

5) În domeniul automatizării laminării se va accelera construirea sistemelor fără contact pentru comanda acţionărilor, crearea unor sisteme complexe de comandă a laminoarelor, împreună cu dispozitivele de încălzire. De asemenea, se vor elabora dispozitive de evidenţă automată a laminării după marca oţelului.

O atenţie deosebită se va acorda construirii unor defectoscoape automate pentru producţia finită — atît pentru defectele interioare, cît şi pentru cele exterioare.

6) Lucrările de finisare (curăţire, marcare, ambalare etc.), de transport al semifabricatelor şi producţiei finite trebuie mecanizate şi automatizate.

7) Pentru pregătirea lucrărilor de automatizare complexă a proceselor din siderurgie, se va întocmi un studiu amănunţit asupra metodelor existente de descriere completă a proceselor metalurgice, incluzînd funcţiile diferitelor metode matematice, astfel încît ele să servească ca bază pentru automatizările complexe ale proceselor metalurgice.

Ing. Traian Seceleanu

Tîrgul internaţional de la Brno — simbol al cooperării reciproce şi al coexistenţei paşnice

În zilele de la 9 la 23 septembrie 1962, a avut loc la Brno cel de-al IV-lea Tîrg internaţional, care a reprezentat una dintre cele mai importante întîlniri ale oamenilor de afaceri de pe toate continentele, aducînd o contribuţie importantă la întrecerea paşnică între toate ţările, indiferent de orînduirea socială.

Tîrgul internaţional de la Brno a oferit în acest an ţărilor interesate un minunat prilej de a-şi expune — pentru a fi cunoscute în lumea întreagă — cele mai noi şi mai interesante dintre produsele lor proprii şi în acelaşi timp de a cunoaşte produsele şi gradul tehnic de dezvoltare a celorlalte ţări, de a cunoaşte nivelul tehnic mondial.

Peste 50 de ţări de pe tot globul pămîntesc au prezentat produsele lor la cel de-al IV-lea Tîrg internaţional de la Brno pe o suprafaţă acoperită de peste 65 000 m^2 şi pe o suprafaţă în aer liber de peste 60 000 m^2.

Tîrgul din acest an s-a caracterizat printr-o specializare mai accentuată faţă de ceilalţi ani — produsele industriei constructoare de maşini au făcut obiectul acestei mari competiţii economice mondiale.

Tîrgul internaţional de la Brno a devenit locul de întîlnire a numeroase organizaţii economice de colaborare şi ajutorare reciprocă, care au verificat rezultatele colaborării lor.

Progresul tehnic în construcţia de maşini se manifestă în fiecare an prin forme tot mai concrete. Aranjarea produselor, în cele 14 pavilioane ale Tîrgului, pe diverse specialităţi, şi alegerea riguroasă a calităţii produselor expuse au dovedit din plin gradul înalt al tehnicii mondiale.

Maşinile, aparatele şi echipamentele tehnologice expuse au arătat sensul dezvoltării rapide a producţiei mondiale pe baza mecanizării complexe, a automatizării şi a chimizării.

Scopul principal al Tîrgului internaţional de la Brno a fost de a dezvolta comerţul internaţional, de a lărgi relaţiile comerciale existente şi de a dezvolta cooperarea economică şi schimbul de mărfuri între diferite ţări pe baza avantajelor reciproce, indiferent de sistemul economic şi politic al participanţilor. Deviza principală a Tîrgului din acest an a fost — tehnica în slujba progresului şi a păcii —.

În pavilioanele Tîrgului şi pe terenul liber au fost expuse: maşini-unelte pentru prelucrarea prin aşchiere şi prin deformare, scule şi dispozitive; instalaţii şi echipament pentru industria minieră, industria metalurgică şi pentru industria petrolieră, pentru industria chimică şi alimentară, pentru industria textilă, pielărie şi cauciuc, pentru industria poligrafică, maşini de calcul şi statistice, instalaţii de climatizare, motoare Diesel, aparate de comandă şi transmisie, instalaţii energetice pentru industria electrotehnică de curenţi tari, aparataj pentru industria electrotehnică de curenţi slabi, dispozitiv de reglare, tractoare şi maşini agricole, maşini pentru construcţia drumurilor precum şi semiproduse pentru industria chimică.

Pentru maşini-unelte s-au prezentat strunguri semiautomate revolver cu preselecţie după program, strunguri automate, maşini semiautomate de copiere cu comandă după program cu precizie foarte mare, maşină de presat cu consolă şi maşini de frezat orizontale cu comandă după program, linii de fabricaţie automate pentru frezarea roţilor dinţate, maşini de tăiat dinţi, de înaltă precizie prevăzute cu aparate speciale de măsură, maşini de rectificat de înaltă precizie automate şi semiautomate cu dispozitive de control şi de supraveghere, linii automate pentru fabricarea şuruburilor, prese automate şi semiautomate pentru prelucrarea materialelor plastice, aparat fotoelectric de măsurare a calităţii suprafeţei.

Maşini şi instalaţii pentru industria chimică cu instalaţii pentru separarea gazului de cocs, instalaţii pentru sublimarea în vid a substanţelor nocive, coloană de degazeificare rotativă a latexului, maşină centrifugă continuă cu patru trepte, turbocompresor de răcire cu propan etc.

Maşinile agricole expuse s-au remarcat printr-un înalt grad de mecanizare. Au fost expuse pluguri cu 2—6 brazde, maşini de recoltat, tăiat şi încărcat sfecla, maşini de răspîndit îngrăşămintele, maşini de cules şi de stropit, maşini de ales cartofi şi diferite maşini pentru încărcarea şi transportul produselor agricole.

În tehnica transporturilor interesul vizitatorilor a fost reţinut de locomotivele Diesel-hidraulice pentru cale normală şi îngustă, locomotiva electrică pentru curent alternativ, dispozitive pentru automatizarea drăgilor, noi scule prezentate de Skoda şi Tatra, transportoare rulante etc.

Maşinile pentru industria construcţiilor prezintă unele noutăţi: cilindru vibrator, dispozitiv de finisat betonul, instalaţii de sfărîmare în două trepte şi un nou cuptor rotativ pentru ciment.

Cel de-al IV-lea Tîrg internaţional de la Brno a constituit un prilej pentru poporul cehoslovac de a demonstra prin exponatele sale progresul înregistrat în domeniul construcţiilor de maşini, capacitatea şi măiestria clasei muncitoare şi a tehnicienilor săi, avantajele sistemului de producţie socialist care este garanţia dezvoltării neîntrerupte şi armonioase a forţelor de producţie, a creşterii nivelului de trai al oamenilor muncii.

Întreprinderile cehoslovace pentru comerţul exterior au expus în total 10 000 de produse dintre care 350 noutăţi tehnice.

Printre produsele expuse de întreprinderea pentru comerţul exterior Motokov atrag atenţia noile camioane basculante pe trei osii, camioane de 9 t, remorci de 10 t pentru transportul produselor congelate, automobile şi utilitare, motociclete, autocare de lux cu 35 de locuri. Expoziţia de tractoare şi maşini agricole a cuprins un bogat sortiment de utilaj agricol. Tractorul Zetor 4011 a figurat printre noutăţile zilei. O altă noutate interesantă a fost semănătoarea de precizie destinată distribuirii regulate a seminţelor de sfeclă.

Printre exponatele întreprinderii pentru comerţul exterior Strojimport s-au remarcat maşini automate de fabricat şuruburi, maşini de îndoit tablă cu comandă după program, presă semiautomată pentru prelucrarea maselor plastice, presă hidraulică semiautomată cu cameră de umplere la rece orizontală şi cu comandă program pentru formarea metalelor, strung revolver RC 100, strunguri SRM 100 Skoda şi strunguri SD 32 pentru prelucrările de finisare, maşina universală de găurit KORPAS 10, aparatul de strîngere electromagnetică Perfektor PE 3 etc.

Exponatele întreprinderii pentru comerţul exterior Strojexport au fost printre cele mai interesante ale Tîrgului internaţional de la Brno. Un loc deosebit l-au ocupat motoarele Diesel şi grupele Diesel, motoare marine, centrale electrice automate de siguranţă, dispozitive de tăiat cu oxigen acetilenă RS/7 cu care se realizează o mare precizie de tăiere, maşina de rectificat BR — 12, maşină semiautomată pentru metalizare EM.P.-2—57.

Printre maşinile pentru industria alimentară s-au numărat instalaţiile de morărit şi pentru prelucrarea laptelui.

Întreprinderea pentru comerţul exterior Technoexport a expus instalaţii energetice printre care : turbină de abur cu condensaţie de 25 MW, turbina ST 750 — 25 de 25 MW, rotor de turbină Kaplan care cîntăreşte 130 t, de 66 200 CP, transformatori de 200 MVA şi un întreruptor trifazat în ulei MVO 220 la care fiecare fază formează un ansamblu independent.

De asemenea, instalaţii refrigeratoare, maşini şi instalaţii pentru industria alimentară, instalaţii pentru fabricarea cimentului etc.

Întreprinderea pentru comerţul exterior Kovo a expus instalaţii pentru industria pielăriei şi încălţămintei, maşini textile, maşini de cusut de uz casnic, maşini pentru tipografii, centrale telefonice, posturi emiţătoare de televiziune şi radio, maşini pentru prelucrarea tutunului, aparate medicale, aparataj electronic, maşini statistice de calculat, aparate optice, fotografice, cinematografice etc.

Republica Populară Romînă a expus la Tîrgul internaţional de la Brno produsele fabricate în anii puterii populare, producînd un viu interes pentru numeroşi participanţi. Republica Populară Romînă a organizat un birou de informaţii bine amenajat cu materiale de propagandă interesante prin care face cunoscut numeroşilor vizitatori ai tîrgului nivelul înalt al tehnicii din ţara noastră. Ţara noastră a expus : vagoane de marfă închise şi deschise, autodescărcătoare, vagoane cisterne, cuptoare rotative pentru liniile de ciment, maşini pentru construcţii, locomotive Diesel, locomotive de mină, drăgi, vase de pescuit, precum şi maşini-unelte. Un viu interes l-au stîrnit instalaţiile de foraj şi instalaţiile complete pentru industria chimică şi rafinării.

Tîrgul de la Brno a avut în acest an o vastă expoziţie de literatură tehnică şi un club bine amenajat unde vizitatorii au putut să primească toate informaţiile tehnice necesare şi în acelaşi timp să găsească un loc bun de repaus.

Tîrgul de la Brno din acest an n-a constituit numai o tribună a întrecerilor internaţionale, a cooperării între state, un loc unde să se întărească relaţiile comerciale deja existente şi unde să se nască noi relaţii comerciale, ci el devine în fiecare an un loc de întîlnire a numeroase personalităţi ştiinţifice, şi a unor specialişti tehnici de înaltă calificare, el devine în fiecare an o şcoală a tehnicii mondiale.

Ca în fiecare an şi în anul acesta cu ocazia acestui Tîrg s-au ţinut o serie de acţiuni tehnico-ştiinţifice printre care trei colocvii internaţionale unde specialişti de înaltă calificare au discutat problema ultrasunetelor, protecţia contra coroziunii, mecanizarea şi automatizarea transporturilor între operaţii.

Numărul mare al vizitatorilor ca şi al tranzacţiilor încheiate au reliefat interesul pe care l-au sîrnit produsele expuse şi totodată importanţa acestor manifestări internaţionale pentru întărirea relaţiilor de colaborare reciprocă între state.

---

informaţii

UN NOU TIP DE FRIGIDER

În Uniunea Sovietică, un colectiv de specialişti a construit un frigider ale cărui dimensiuni nu depăşesc pe cele ale unui termos obişnuit. Frigiderul funcţionează cu baterii de 2V şi produce în cîteva minute blocuri de gheaţă. Temperatura interioară a acestui frigider de dimensiuni reduse este de —10°C. Atunci cînd circuitul este deconectat, frigiderul poate fi întrebuinţat ca termos.

METODĂ NOUĂ DE CONSTRUIRE A NAVELOR

La şantierele navale din Szczecin (R. P. Polonă) a fost introdusă o nouă metodă de construire a navelor. Această metodă constă din folosirea deplină a calei. În prezent au fost calculate efectele aplicării noii metode şi s-a constatat că timpul de construire a navelor de 8 000—15 000 tdw a fost redus de la 7 luni la 4 luni şi jumătate, fiecare navă fiind mai ieftină cu 600 000 de zloţi.

BIROU SPECIAL DE PROIECTĂRI

De curînd, la Varşovia a fost organizat un birou special de proiectări constructiv-tehnologice în vederea perfecţionării continue şi sistematice a tehnologiei pentru dezvoltarea proiectării şi construirii de linii automate şi de strunguri-agregate.

Sarcinile acestui birou de proiectări sînt mari. Trebuie subliniat faptul că în perioada cincinalului proiectanţii din Varşovia vor întocmi proiectele necesare, iar fabricile vor construi şi vor instala 50 linii automate şi aproape 750 strunguri-agregate, ceea ce va satisface cerinţele cele mai urgente ale industriei R. P. Polone în direcţia modernizării producţiei.

UNELTE PENTRU MUNCA CU IZOTOPI RADIOACTIVI

Ca urmare a folosirii izotopilor radioactivi în toate ramurile economiei naţionale a R. P. Bulgaria, a luat fiinţă în această ţară industria producătoare de unelte pentru munca cu izotopi radioactivi.

În anul acesta, la întreprinderea „Electronica" din Sofia, întreprindere care produce maşini de calcul şi stabilizatori pentru tensiune medie, s-a trecut la fabricarea de radiometri şi releuri gama.

Producţia de unelte pentru munca cu izotopi radioactivi este îndreptată către realizarea de aparate pentru cercetări dozimetrice şi radiometrice, pentru măsurători de laborator în domeniul fizicii atomice şi aparate industriale de control şi reglare automată a proceselor tehnologice, atunci cînd se utilizează izotopi radioactivi.

COLECTIV DISTINS CU PREMIUL LENIN

Unui grup de lucrători de la uzina metalurgică din Transcaucazia i s-a acordat premiul Lenin în anul 1962, pentru automatizarea complexă a celui mai mare laminor de ţevi din ţară. Acest colectiv a efectuat reconstrucţia şi modernizarea unei serii de mecanisme ale laminorului de ţevi şi a realizat pe întreaga linie tehnologică automatizarea operaţiilor care necesită un volum mare de muncă. Această însemnată realizare a dus la reducerea considerabilă a personalului de deservire a laminorului, la creşterea productivităţii de peste 1,5 ori, la scăderea preţului de cost şi la îmbunătăţirea calităţii produselor.

Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia, Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : Publicaţiile Tehnice M.M.C.M. — cont 070149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : 100 lei anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri ; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3707

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

SECIM

SECȚIA LAMINOARE

Etablissements

DELATTRE et FROUARD

Reunis

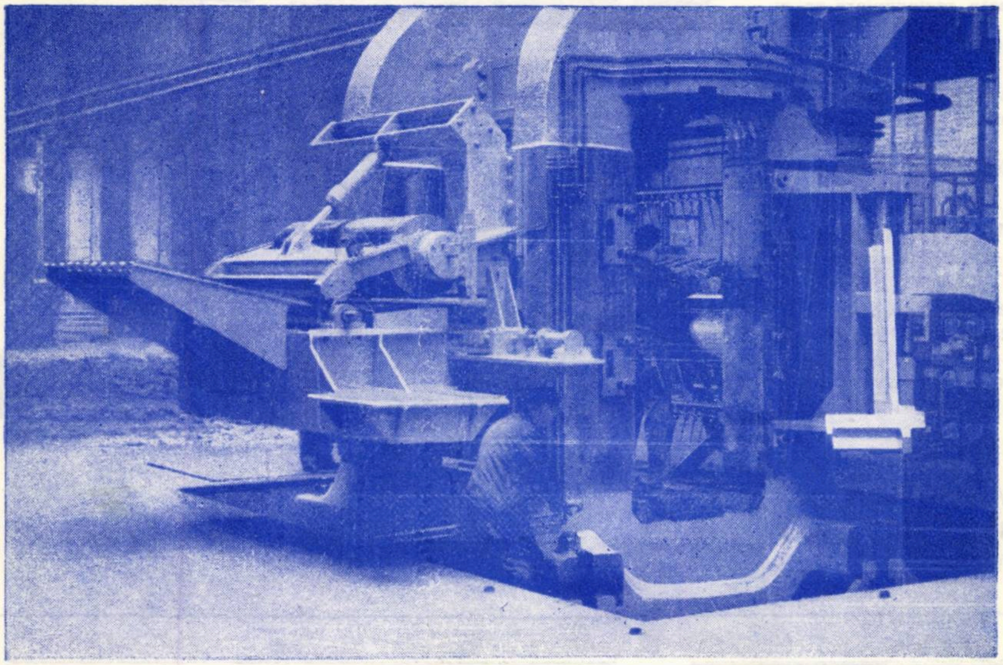
12, rue de Metz
COURBEVOIE (Seine) FRANCE
DEF. 42—60

Tren de laminoare pentru sîrmă în trei fire

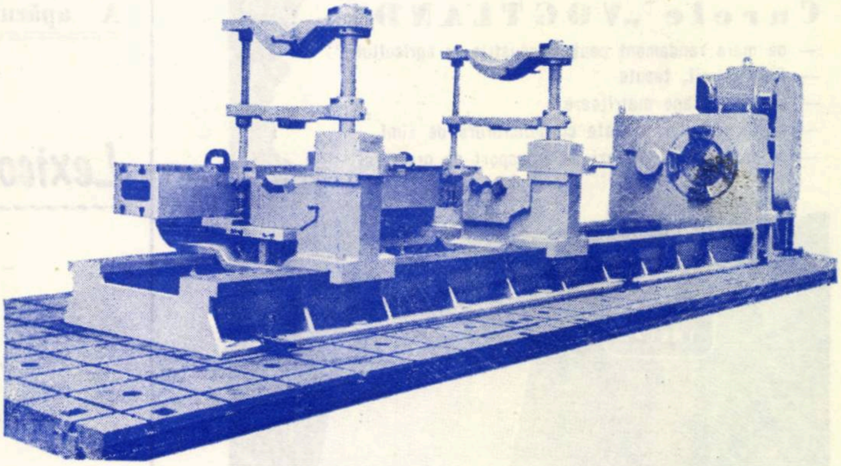
Cu acest tren se pot lamina pe an 300 000 t sîrmă de 5—15 mm diametru, din țaglă de 60 × 60 mm, 9 m lungime și 250 kg greutate.

HENSCHEL

Capacitatea oţelăriilor este hotărîtoare pentru importanţa economică a unei ţări. Necesitatea considerabilă de oţel a timpurilor actuale pretinde metode de lucru rapide, raţionale şi economice, potrivite particularităţilor cerinţelor moderne.



HENSCHEL construieşte: laminoare, prese, instalaţii de apă caldă şi rece, instalaţii de decapare, prese mecanice şi hidraulice ca şi strunguri grele. De exemplu, această maşină construită de uzinele HENSCHEL prelucrează piese cu greutatea pînă la 12—15 t.



Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la HENSCHEL-WERKE — societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE

Aktiengesellschaft

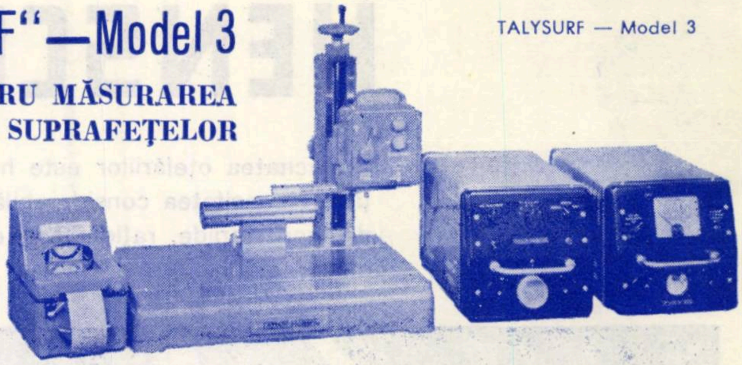
Kassel

Bundesrepublik Deutschland

TAYLOR-HOBSON

„TALYSURF"—Model 3

APARAT PENTRU MĂSURAREA RUGOZITĂȚII SUPRAFEȚELOR


TALYSURF — Model 3

Aparat electronic pentru măsurarea rugozității suprafețelor, pentru uzul serviciilor de control și laboratoarelor metrologice, cu măriri (normale la suprafață) in trepte de la 1 000 x la 50 000 x.

Profilul neregularităților suprafețelor este reprezentat de un grafic in coordonate rectangulare pe o hirtie milimetrică.

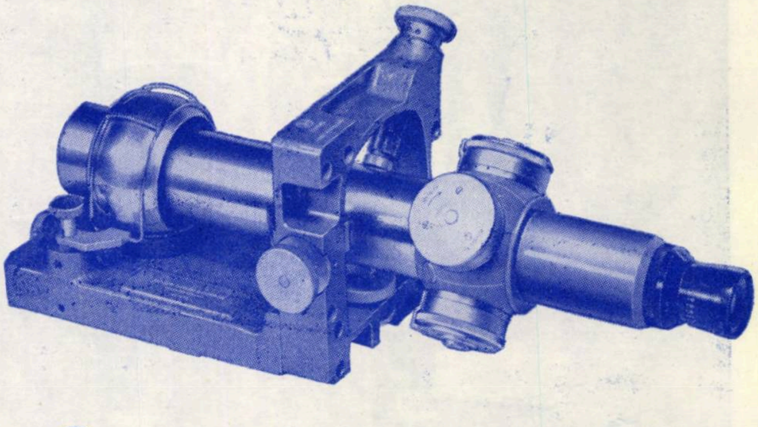
La mărirea de 50 000 x, o diviziune pe grafic de 2 mm reprezintă 0,04 microni.

Valorile criteriilor de rugozitate (in sistemul de referință M) se pot determina pe o riglă gradată cu diviziuni de 5 microni.

Pentru aplicații speciale se recomandă o serie de accesorii.

LUNETA PENTRU ALINIAMENTE DE PRECIZIE

Luneta este un aparat de bază necesar pentru orice aplicație posibilă in domeniul aparaturii optice. Ea se folosește la determinarea cu inaltă preciziei a liniei de referință pentru efectuarea sau verificarea aliniamentelor pentru controlul rectilinității, planității și plan — perpendicularității.


Luneta pentru aliniamente de precizie

THE RANK ORGANISATION
RANK TAYLOR HOBSON DIVISION
STOUGHTON STREET · LEICESTER · ENGLAND

Curele „VOGTLAND"

- de mare randament pentru industrie și agricultură
- fără sfîrșit, țesute
- pentru ciocane matrițoare
- impregnate sau tratate cu policrorură de vinil
- de transmisie și benzi de transport de orice fel

VEB VOGTLÄND. BAUMWOLLWEBEREIEN
PLAUEN i. V.
WERK II, ABTL. RIEMENWEBEREI TREUEN i. V.
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

A apărut volumul X

din

Lexiconul Tehnic Romîn

— ELABORARE NOUĂ —

***Volumul conține termenii directori care încep cu litera* L — Mec**

Costul unui volum 100 lei

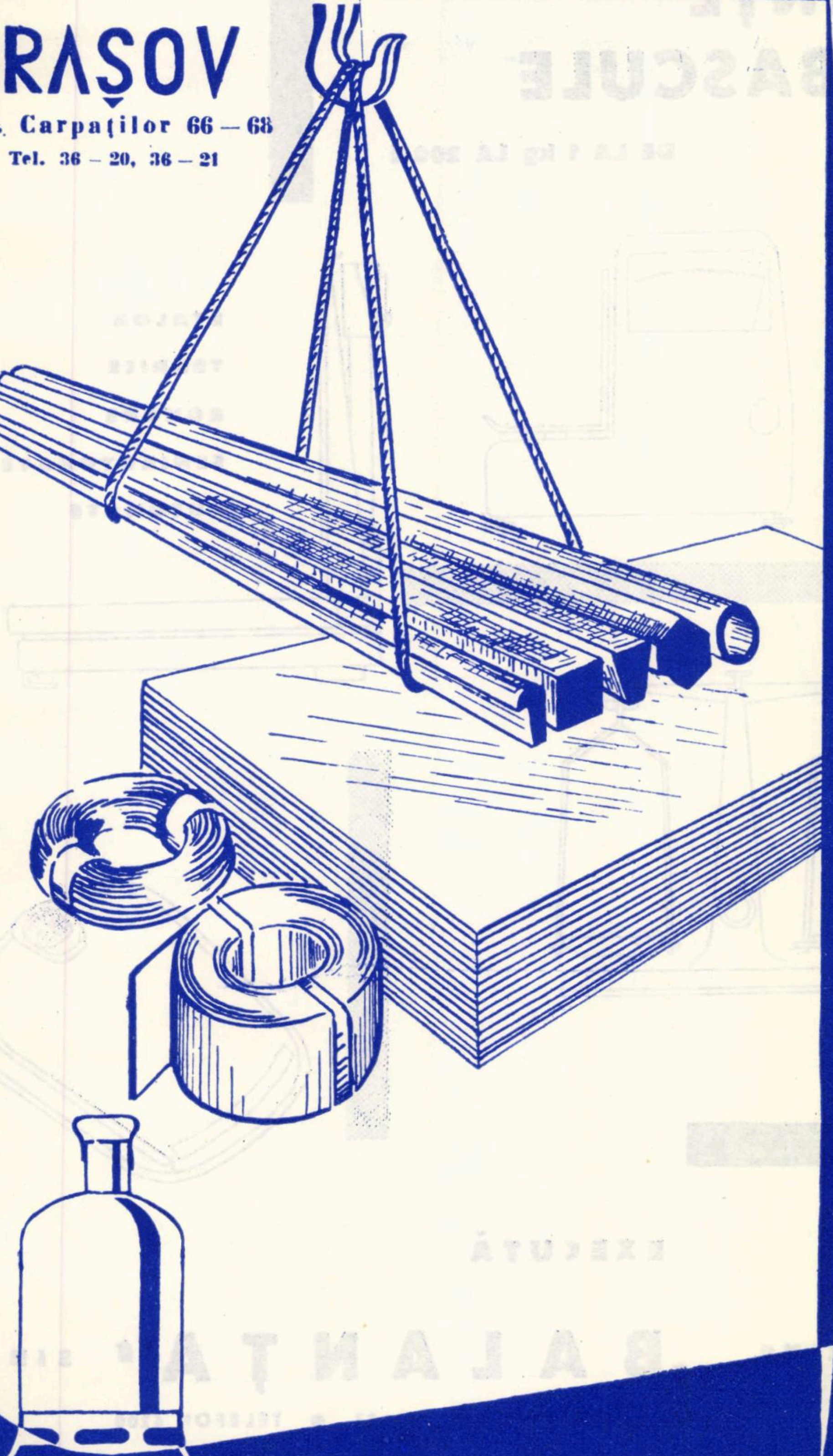
Vă puteți procura acest volum, ca și cele anterioare, la librării, difuzorii de cărți din întreprinderi și prin Editura Tehnică, București, str. Știrbey Vodă nr. 37, Raionul 16 Februarie.

metrom

INTREPRINDEREA METALURGICĂ

BRAŞOV

Str. Carpaţilor 66 – 68
Tel. 36 – 20, 36 – 21



LAMINATE ŞI TRASE
DIN NEFEROASE
UŞOARE ŞI GRELE

- table şi benzi din aluminiu
- sîrmă rotundă şi profilată din aluminiu
- profile din aliaje de aluminiu
- table şi benzi din cupru şi alamă
- ţevi, bare şi profile din cupru şi alam

PIESE TURNATE SUB PRESIUNE

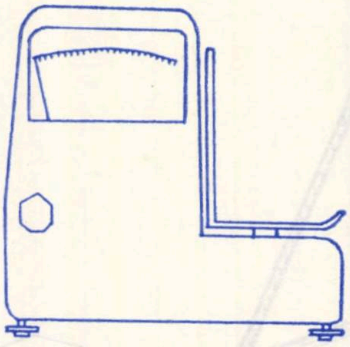
PIESE FORJATE.

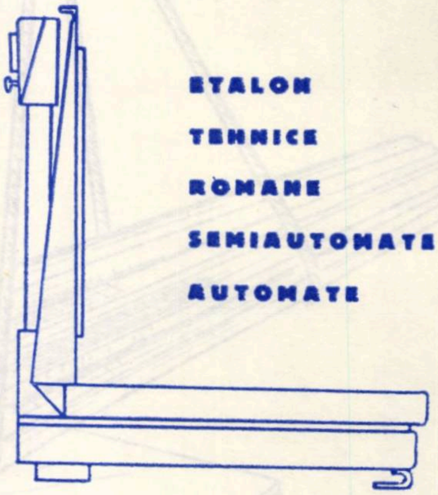
BUTELII PENTRU GAZE LICHEFIATE

VITEZOMETRE PENTRU AUTOVEHICULE
CONTOARE DE ORE PENTRU TRACTOARE.

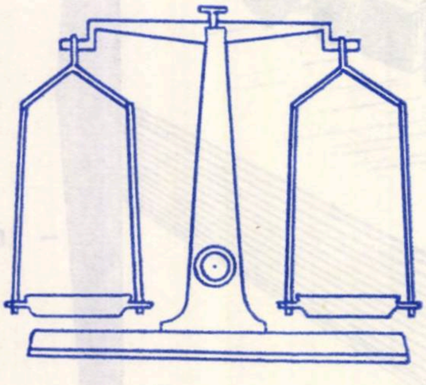
BALANȚE
ȘI BASCULE

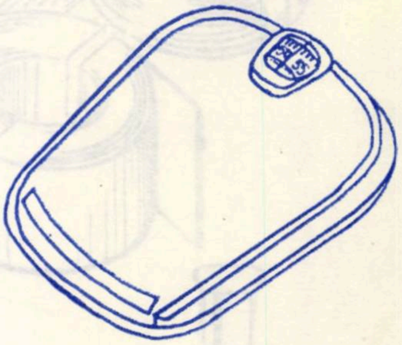
DE LA 1 kg LA 200 t





ETALON
TEHNICE
ROMANE
SEMIAUTOMATE
AUTOMATE





EXECUTĂ

UZINA „BALANȚA" SIBIU

CALEA GUȘTERIȚEI Nr. 21—23 ● TELEFON 6200

CONTENTS

Metallurgy

Alex. Domşa and *N. Bicsak*: **The use of thermochemical reactions of some iron powders blasted into the oxyacetylene flame at cast iron cutting**

— The paper describes the reactions which occur while cutting metals and alloys with oxyacetylene flame and shows the possibility of oxyacetylene flame cutting of cast irons and refractory alloys by simultaneous blasting of iron powders. Results of performed resaerch are presented, specifying powder properties and giving full details of the unit used for that purpose.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 865–869

T. Dulămiţă, C. Rizescu and *V. Pantea*: **High speed tool heat treatment**

— The object of primary heat annealing and the criteria on which technological parameters are established are outlined. Best technological schemas are given and the advantages of technological parameters observance are shown (time,temperature, heating and cooling speed etc.).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 869–874

Gh. Suceveanu: **Pump components sulphurizing**

— Reporting the results of extensive tests on sulphurizing gear and seal components of fluid pumps. Gear pumps had the main shaft bushes — made of Bz 14 T — replaced by Fe^{21} sulphurized casr iron bushes — as for the sealed pumps, shafts and bushes have produced so as to increase wear and corrosion strength. The use of this method in usual priduction laid to savingts by replacing the brass with sulphurized cast iron and by increasing the component life; also, by avoiding gripping and wear, a remarkable increase of product quality was obtained.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 874–880

I. Cornea and *St. Zămîrcă*: **Effect of air corrosion on metal structures in industrial centres**

— Results obtained by authors with tests performed at Hunedoara Iron and Steel Works, Reşiţa Iron and Steel Works and „23 August" Plants, with regard to air corrosion on various building materials.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10. p. 881–888

P. Vezeanu: **Recovering boilers for Martin furnaces**

— An anaysis is presented on the recovering boiler design for Martin furnaces, its lay out, including a series of operational aspects. Is outlined the amount of recovery efficiency depending on the use of the produced steam.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 889–896

M. Adăscăliţei and *I. Penţa*: **New relationships in determining the mill tap angle of drilling plugs for obtaining high quality heat milled tubes**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 896–900

Machine building

T. Mlădinescu: **Set-up of logical relationships between manufacturing and operational parameters of machine elements**

— The basic problem in moderne machine design is the most economical achevement of the machine, as a whole and of each of its element, from the standpoint of both the manufacturer and operator. Proposals are made to establish the logical interdependence between manufacturing components and operational parameters of some machine elements (gears, shafts, spindles) commun to many machines manufactured in series. It has been ascertained that the method of dynamic load capacity, presently used for ball bearings, can be extended to these machine elements, accounting the stress specific character. After the critical examination of the established relationships, the author states its practical importance, with the special mention that this helps tipifying thers components and permits scientifical determination of the running time, with all resulting economical advantages. These relationships are eassily applied to laboratory test checking and to production.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 901–909

C. Drăghici: **Cylindrical surface grinding with coolant passing inside the grinding wheel.**

Including the test research results of grinding wheel wear as the productivity and quality of machined surfaces under internal cooled grinding wheel, performed by author at Institutul politehnic-Braşov.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 910–916

N. Simşa: **Method to calculate roll ganging for blade milling**

— The paper describes the method used to gange rolls for turbine blade milling at the Energoreparaţii plant.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 917–930

Gh. Vosiliev and *R. Cunescu*: **Possibility of using approximate methods of thin wall theory for strength calculations on rotary furnaces.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 10, p. 930–933

Documentation 934–955

Cronicle 956–959

News 959

SOMMAIRE

Métallurgie

Alex. Domşa et *E. Bicsak*: **L'utilisation des réactions termochimiques obtenues par l'insuflage du fer en poudre dans la flamme oxiacetilenique pendant la coupe des fontes**

— On expose les réactions qui ont lieu pendant la coupe des métaux et des alliages dans la flamme oxiacetilenique, et on montre la possibilité de couper la fonte et les alliages réfractaires avec la flamme oxiacetilenique par l'insuflage concomitent du fer en poudre. On présente les résultats des recherches efectuées, en précisant les caractéristiques de la poudre et en décrivant l'installation utilisée.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 865 – 869

T. Dulămiţă, C. Rizescu et *V. Pantea*: **Le traitement thermique primaire des aciers rapides pour outils**

— On démontre le but du recuit primaire et les motifs de base pour l'établissement des paramètres technologiques. On donne les meilleurs schemas technologiques et on démontre les avantages qui en résultent si on respecte la technologie (temps, température, vitesse de chauffage et de refroidissement etc.).

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 869 – 874

Gh. Suceveanu: **La sulfinisation des pièces pour pompes**

— On communique les résultats positifs obtenus grâce à des recherches étendues pour l'application du procédé de sulfinisation à certaines pièces de pompes à engrenages pour liquides, avec ou sans presse-étoupes. Dans les pompes à engrenages on a remplacé les coussinets de l'axe principal, confectionnés en bronze Bz 14T, par des coussinets en fonte Fc 21 sulfinisée, et pour les pompes où l'étanchéité est réalisée par des presse-étoupes, on a confectionné des axes et des coussinets sulfinisés pour accroitre leur résistance à l'usure et à la corrosion. L'application de ce procédé dans la fabrication des pompes a conduit à d'importantes économies par l'utilisation de la fonte sulfinisée, par l'accroisement de la durabilité des pieces; en évitant les grippages et l'usure, on a réalisé aussi une substantielle amélioration de la qualité des produits.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 874 – 880

I. Cornea et *St. Zămircă*: **La corrosion atmosphérique des constructions métalliques dans les centres industriels**

— On présente les résultats obtenus par les auteurs, dans les stations experimentales du combinat sidérurgique de Hunedoara, du combinat siderurgique Reşiţa et de l'usine ,,23 August — Bucarest, en ce qui concerne la corrosion atmosphérique des différents matériaux de constructions.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 881 – 888

P. Vezeanu: **Récupérateurs pour fours Martin**

— Dans cet article on analyse la construction des récuperateurs pour les fours Martin, l'emplacement de ceux-ci, et une serie d'aspects liés à leur exploitation. On montre l'efficacité économique de la récuperation en fonction de l'utilisation de la vapeur produite.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 889 – 896

M. Adăscăliţei et *I. Penţa*: **Nouvelles méthodes pour la détérmination des angles du cône de laminage des bouchons perforateurs, pour le laminage à chaud des tubes de qualité supérieure.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), nr. 10, p. 896 – 900

Construction de machines

T. Mlădinescu: **L'établissement d'une liaison rationnelle entre les éléments de la fabrication et les paramètres de l'exploitation des organes des machines.**

— On démontre que le problème fondamental dans la construction moderne des machines est la meilleure réalisation économique de la machine entière, et de chaque organe à part, en ce qui concerne la fabrication et l'utilisation. On propose d'établir une interdépendance rationnelle entre les éléments de la fabrication et les paramètres de l'utilisation pour quelques organes de machines (engrenages, arbres droits, essieux) communs pour plusieurs machines, fabriqués en série. On constate que la méthode de chargement dynamique utilisée maintenant pour les roulements, peut être étendue aussi à ces organes en tenant compte du spécifique de leurs solicitations. En conclusion, après l'analyse des relations établies, on montre leur importance pratique. On mentionne spécialement qu'elles aident à la typisation de ces pièces, à la détermination scientifique de la durée de fonctionnement, avec tous les avantages économiques qui en suivent, en se prêtant aussi pour le contrôle aux expériences de laboratoire et d'utilisation.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), n. 10, p. 901 – 909

G. Drăghici: **La réctification cylindrique extérieure avec introduction du liquide de refroidissement dans l'intérieur du disque abrasif**

— Dans l'article on présente les résuîtats des études expérimentales sur l'usure des disques abrasifs, la productivité et la qualité des surfaces executées dans les conditions de refroidissement du disque par l'intérieur, realisées par l'auteur à l'Institut polytechnique de Braşov.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), n. 10, p. 910 – 916

M. Simşa: **Méthode de calcul du calibrage des cylindres pour le laminage des aubes**

— On expose une méthode de calcul pour le calibrage des cylindres pour le laminage des aubes de turbines, utilisée par l'entreprise ,,Energoreparaţii".

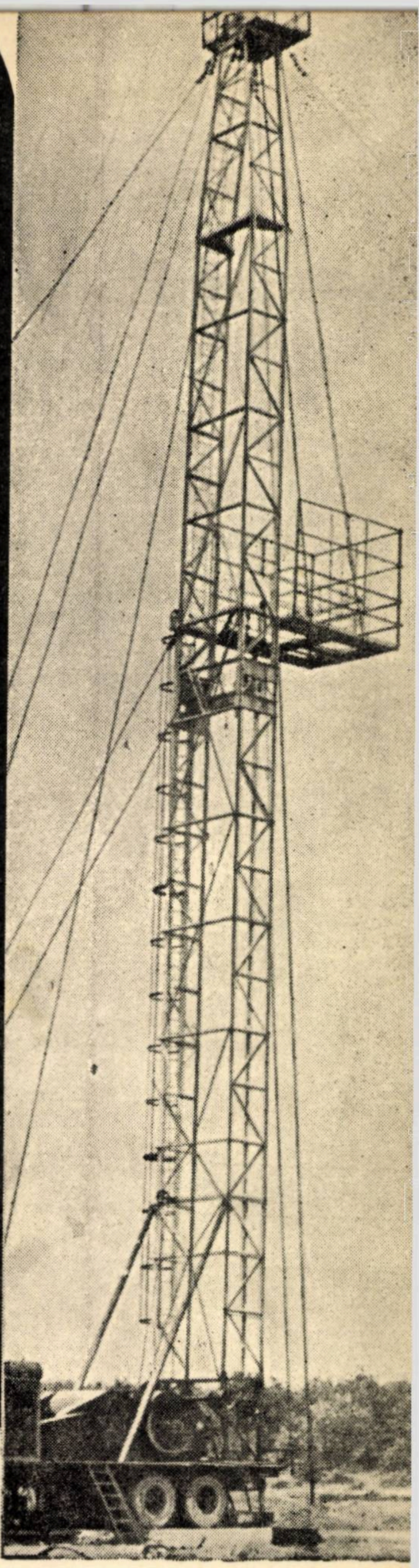
Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), n. 10, p. 917 – 930

G. Vasiliev et *R. Cunescu*: **La possibilité d'utilisation des méthodes approximatives de la théorie des revêtements minces dans le calcul de résistance des fours rotatifs**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14(1962), n. 10, p. 930 – 933

Documentation 934 – 955
Chronique 956 – 959
Informations 959

T·50



UZINA DE UTILAJ PETROLIER — TÎRGOVIȘTE

execută

INSTALAȚIA DE FORAJ T-50

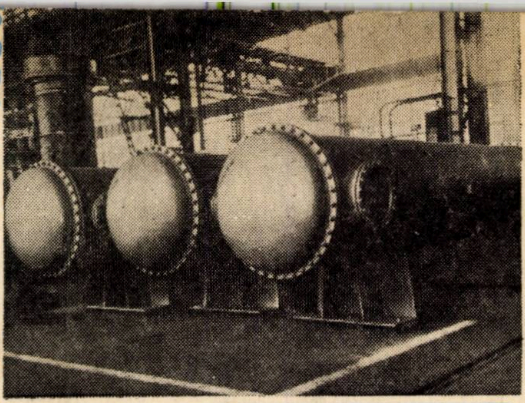
Se folosește la foraj cu prăjini de 4½ pînă la adîncimea de 1 200 m, la foraj de prospecțiuni geologice adînci, precum și pentru intervenții la sonde de mare adîncime.

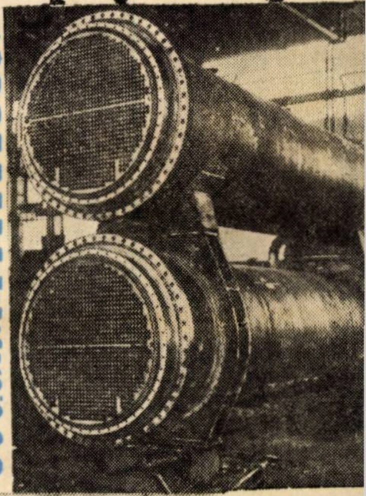
SUBANSAMBLE

- **Grup energetic:** Motor Wola tip 7AN—350 și convertizor hidrodinamic tip CHC–650—2L.
- **Troliu TF-9** cu toba de manevră și de lăcărit.
- **Turla T-50**, telescopică, înălțime 30 m, sarcină nominală la cîrlig 50 t.

SUBSTRUCTURA

- **Masa rotativă MR 175–17½″.**
- Grupul motor pompă, tipul pompei 2PN – 340 (7¼″ x 12″). Grupul energetic, turla și troliul formează o unitate transportabilă montată pe o remorcă care este tractată de



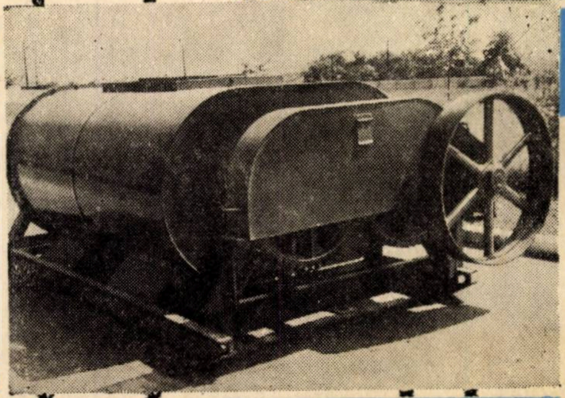


EXECUTĂ

Utilaj pentru industria chimică şi rafinării, care lucrează la presiuni şi temperaturi ridicate: schimbătoare de căldură, evaporatoare, coloane de diferite tipuri etc.

Utilaj pentru instalaţiile de foraj la mare adîncime: malaxoare de argilă, instalaţii de combustibil şi ulei etc.

Rulmenţi pentru industria petrolieră şi industria grea, de 80—800 mm diametru, de tipurile radiali cu role cilindrice, radiali oscilanţi, axiali cu bile şi axiali oscilanţi



UZINA DE UTILAJ
CHIMIC ŞI PETROLIER
Nr. 2 PLOIEŞTI

STR. DEPOULUI 16
TEL. 1711 — 1712

E 1431

R

REFERÁLVA

metalurgia și construcția de mașini

11

DIN CUPRINS:

G. VANCI: Stadiul și importanța preparării mecanice și termice precum și a reducerii directe a minereurilor de fier în dezvoltarea industriei siderurgice.

N. IATAN: Considerații asupra calității utilajului pentru turnarea lingourilor de oțel în R.P.R.

D. COSMA, A. KUNDACGIAN, F. PANAITESCU, C. MATEI, V. NEDELCOVICI: Oțel 40 C 10 microaliat cu bor.

C. ARAMĂ: Corectarea caracteristicilor motoarelor supraalimentate cu aprindere prin comprimare.

A. OPREAN: Considerații cu privire la calculul debitului teoretic la pompele cu roți dințate.

I. NAN și R. SUSAN: Aspecte noi privind aprecierea pierderilor și mărirea duratei de viață a agregatelor hidrostatice.

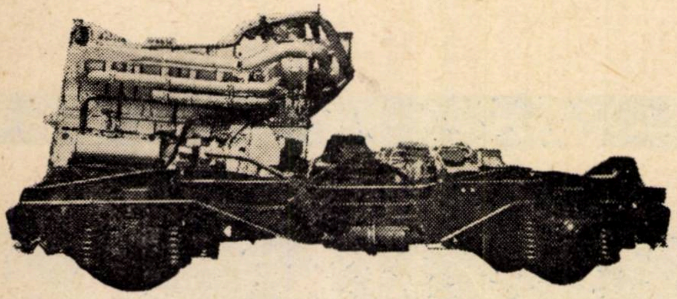
B. HOROVITZ și V. SAFTA: Contribuție la cercetarea efectului unor crestături de descărcare și al rulării asupra rezistenței la oboseală prin încovoiere rotativă a pieselor filetate.

ION N. MARIN: Stabilirea oportunității executării reparațiilor capitale ale mașinilor în comparație cu modernizarea sau înlocuirea lor.

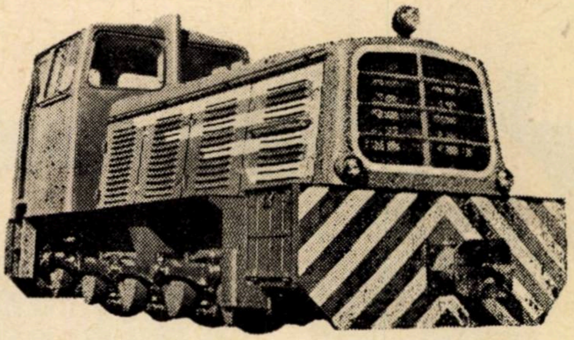
Metalurgia și Construcția de Mașini • București • Anul XIV • Nr. 11

UZINELE 23 AUGUST
BUCUREȘTI execută

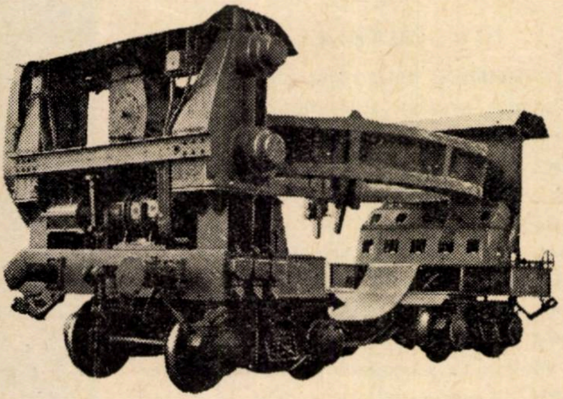
● BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



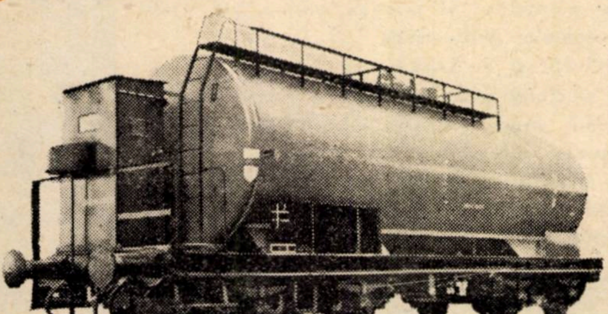
● LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760



● VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI



● VAGON CISTERNĂ DE 50 t



Agregate și aparataje pentru industria chimică
Agregate și utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 și 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză și capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII ȘI OȚELĂRII

Piese turnate din oțel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oțel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matrițate
Oțeluri aliate de construcții
Oțeluri de scule aliate și rapide

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

metalurgia şi construcţia de maşini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ŞI CONSTRUCŢIILOR DE MAŞINI
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, NOIEMBRIE 1962, Nr. 11

CUPRINS

Metalurgia

CZ 621.7 : 669.1

Gh. Vanci : **Stadiul şi importanţa preparării mecanice şi termice precum şi a reducerii directe a minereurilor de fier în dezvoltarea industriei siderurgice.**

În articol se face o prezentare generală a stadiului actual şi a perspectivelor diferitelor procedee de preparare mecanică şi termică a minereurilor de fier, cu o privire de ansamblu asupra diferitelor procedee noi, experimentate în legătură cu valorificarea lor prin alte procedee decît furnalul clasic.

Ţinînd seama de rezultatele obţinute în tehnica mondială de elaborare a fontei se desprinde concluzia că furnalul al cărui indici sînt susceptibili de a fi şi mai mult îmbunătăţiţi prin diferite măsuri tehnico-organizatorice, dintre care prepararea mecanică şi tehnică are un rol esenţial, continuă să rămînă pentru foarte multă vreme procedeul cel mai economic şi de mare productivitate în elaborarea fontei.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 961–976

CZ 669.18

N. Ialan : **Consideraţii asupra calităţii utilajului pentru turnarea lingourilor de oţel în R.P.R.**

Pentru îmbunătăţirea calităţii utilajului de turnare a lingourilor de oţel, precum şi pentru orientarea cercetărilor, se prezintă date de urmărire asupra fabricaţiei şi de comportare în exploatare a unui număr mare de lingotiere şi poduri de turnare.

Se constată în ultimii ani o scădere a consumului specific de lingotiere (Combinatul siderurgic Hunedoara – 15,09 kg/t; Combinatul siderurgic Reşiţa – 18,30 kg/t) o dată cu o creştere a consumului specific la podurile de turnare (Combinatul siderurgic Hunedoara – 8,15 kg/t).

Prin prelucrarea statistico-matematică a datelor de urmărire s-au determinat unele corelaţii între durabilitatea lingotierelor şi factorii de fabricare sau de exploatare a lor.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 976–983

CZ 669.15

D. Cosma, A. Kundacgian, F. Panaitescu, C. Matei, V. Nedelcovici : **Oţel 40 C 10 microaliat cu bor.**

Se prezintă încercări experimentale pentru îmbunătăţirea călibilităţii oţelului 40 C 10 prin microaliere cu bor.

Pe baza unui număr de 14 şarje elaborate în cuptor electric de 0,5 t şi evacuate în două oale, una cu bor, cealaltă fără bor, s-a studiat comparativ călibilitatea şi s-a constatat că, prin microaliere cu bor (0,0003–0,005%B), călibilitatea oţelului 40 C 10 creşte de 1,5–2 ori. Studiul caracteristicilor mecanice ale oţelurilor cu şi fără bor a arătat că la revenirea oţelurilor, pentru aceleaşi valori ale rezistenţelor de rupere (σ_r), celelalte caracteristici mecanice ($\sigma_{0,2}$, δ, ψ, K) se îmbunătăţesc în cazul oţelului 40 C 10 cu bor.

Se remarcă în special o creştere a rezilienţei cu 2 kgm/cm^2 şi, ca urmare, se prevede posibilitatea folosirii eficiente a oţelului 40 C 10 cu bor în fabricaţia pieselor cu secţiuni mari.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 984–988

CZ 621.944

Ion Sabo : **Laminarea cu toleranţe negative la Uzina „Oţelul Roşu".**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 988–990

CZ 622.7

M. Ispas : **Instalaţii de laborator pentru aglomerarea minereurilor de fier.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 991–992

CZ 620.191

J. Iacobescu : **Coroziunea metalelor şi protecţia peliculogenă împotriva coroziunii.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 992–994

Construcţia de maşini

CZ 621.432

C. Aramă : **Corectarea caracteristicilor motoarelor supraalimentate cu aprindere prin comprimare.**

Se prezintă problema corectării puterii motoarelor cu aprindere prin comprimare (Diesel) supraalimentate prin turbosuflante cu gaze de evacuare. Se arată că este necesar să se ţină seama de modul în care s-a făcut tararea motorului (stabilirea regimului nominal) şi stabilirea criteriului de limitare impus, precum şi a răcirii intermediare.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 995–997

CZ 621.67

A. Oprean : **Consideraţii cu privire la calculul debitului teoretic la pompele cu roţi dinţate.**

Se prezintă analiza şi calculul debitului teoretic al pompelor cu roţi dinţate pe baza unui studiu complex al funcţionării acestor pompe, elaborîndu-se formule de calcul pentru cazurile uzuale întîlnite. Totodată se prezintă şi rezultatele verificării experimentale a relaţiilor de calcul.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 997–1004

CZ 621.64

I. Nan şi R. Susan : **Aspecte noi privind aprecierea pierderilor şi mărirea duratei de viaţă a agregatelor hidrostatice.**

Articolul prezintă o metodă de a pune în evidenţă pe cale matematică pierderile volumetrice şi mecanice la un agregat hidrostatic. Sînt prezentate de asemenea, măsurile constructive pentru îmbunătăţirea ungerii şi deci pentru mărirea duratei de viaţă la un distribuitor sferic.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 1004–1014

CZ 620.17 : 621.773

B. Horovitz şi *V. Safta* : **Contribuţie la cercetarea efectului unor crestături de descărcare şi al rulării asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă a pieselor filetate.**

Se studiază efectul crestăturilor de descărcare şi al rulării cu role asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă pe epruvete filetate. Se arată efectul favorabil al crestăturilor de descărcare şi al rulării asupra rezistenţei la oboseală a pieselor filetate; în cazul acţiunii simultane a acestor doi factori se poate obţine un coeficient de concentrare a tensiunilor $k\sigma = 1{,}21$. Efectul rulării este cu atît mai favorabil cu cît concentrarea de tensiuni este mai mare.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 1014–1018

CZ 621.004.67

Ion N. Marin : **Stabilirea oportunităţii executării reparaţiilor capitale ale maşinilor în comparaţie cu modernizarea sau înlocuirea lor.**

După o prezentare a inconvenientelor pe care le implică efectuarea reparaţiilor şi a unor măsuri menite să îmbunătăţească situaţia în acest domeniu, se expun criteriile de apreciere a uzurii fizice şi morale a utilajelor şi se elaborează formula uzurii totale, folosită apoi în stabilirea oportunităţii executării reparaţiei utilajelor, care porneşte de la varianta în care se compară modernizarea utilajului cu înlocuirea lui. Se dau exemple de stabilire a acestei oportunităţi.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 1019–1026

CZ 621.833 : 661.7

N. Popinceanu : **Roţi dinţate confecţionate din mase plastice.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 1027–1033

CZ 621.43..038

T. Săndulescu : **Determinarea consumului de ulei prin ardere la motoarele cu ardere internă.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 11, p. 1033–1036

Documentare 1037–1051
Recenzii 1051–1052
Informaţii 1052–1053
Revista revistelor 1053–1054

COMITETUL DE REDACŢIE

Prof. ing. **C. Aramă**; ing. **D. Bărbulescu**; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu**; prof. ing. **E. Botez**; conf. ing. **D. Briscan**; ing. **O. Bublic**; ing. **V. Călinescu**; ing. **I. Cheşa**; ing. **M. Costescu**; ing. **P. Deac**; ing. **I. Dinu**; ing. **M. Drăgulin**; conf. ing. **Z. Duca**; ing. **T. Florea**; prof. ing. **S. Gidea**; ing. **I. Hoblea**; conf. ing. **B. Horovitz**; ing. **A. Kaflikievici**; ing. **C. Lazăr**; ing. **R. Manoliu**; ing. **R. Miclea**; ing. **C. Mitrescu**; ing. **N. Murguleţ**; **Gh. Nestorescu**; ing. **I. Nisipeanu**; ing. **I. Petrec**; ing. **Gh. Piţulescu**; ing. **I. Pîrvu**; ing. **S. Pop**; ing. **Gh. Rădulescu**; ing. **C. Roşca**; ing. **T. Seceleanu**; ing. **L. Sofroni** candidat în ştiinţe tehnice — redactor responsabil; ing. **O. Sorian**; ing. **A. Şerban**; ing. **V. Şerbănescu**, ing. **C. Ştefănescu**; ing. **Gh. Vasilescu**

VEB STICKSTOFFWERK PIESTERITZ

Livrăm fluxuri pentru sudură automată
şi semiautomată în calităţi potrivite
din numeroasele noastre sortimente

UNELE AVANTAJE
ALE FLUXURILOR NOASTRE DE SUDURĂ:

1 — Omogenitate desăvîrşită;
2 — Topire puternică şi uniformă;
3 — Înlăturarea adaosurilor mecanice

REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

26-62

Metalurgia

CZ 122.341.1 : 622.7 : 669.181.4

Stadiul și importanța preparării mecanice și termice precum și a reducerii directe a minereurilor de fier în dezvoltarea industriei siderurgice

Prof. ing. GHEORGHE A. VANCI
Institutul politehnic – București

Unul dintre factorii cei mai importanți, care au stat și stau la baza dezvoltării societății, a progresului și civilizației omenirii, îl constituie producția de energie și de metale, dintre care fierul ocupă primul loc, atît din punct de vedere cantitativ, cît și din punctul de vedere al indispensabilei și multiplelor lui utilizări în industria constructoare de mașini, pe care se bazează dezvoltarea tuturor ramurilor de activitate industrială.

Acest fapt este reflectat de ritmul în care s-a dezvoltat industria siderurgică mondială în decursul acestui secol și, în special, în ultimele două decenii cînd producția de oțel a crescut de la circa 100 000 000 t la circa 350 000 000 t, iar cea de fontă, materie primă de bază pentru elaborarea oțelului, de la circa 60 000 000 t la circa 250 000 000 t, față de creșterea populației globului, în același interval, de la circa 2 400 000 000 la circa 3 100 000 000 locuitori (fig. 1).

O deosebită dezvoltare a cunoscut industria siderurgică în țările socialiste, în frunte cu U.R.S.S., în care industria grea, cu pivotul ei industria constructoare de mașini, reprezintă factorul principal pentru construirea bazei tehnico-materiale a industrializării. Cifrele din tabela 1 ilustrează în mod grăitor ritmul prodigios în care s-a dezvoltat și se va dezvolta industria siderurgică în U.R.S.S. [1].

Astfel, producția de oțel a U. R. S. S., care a înregistrat în ultimii 17 ani o creștere de circa 600%, va ajunge în anul 1980 la circa 250 000 000 t, echivalentul producției mondiale de oțel realizată în anul 1954.

Creșterea în acest ritm a producției de fontă și oțel nu s-a putut și nu se va putea realiza decît prin aplicarea conjugată a unor serii de măsuri tehnico-organizatorice privind în special :

— construcția cuptoarelor metalurgice, regimul lor de funcționare, conducerea și controlul proceselor metalurgice și

— pregătirea rațională a încărcăturii și îmbunătățirea calității materiilor prime folosite.

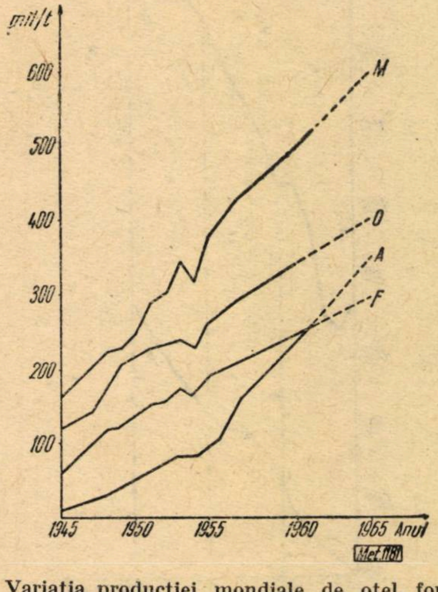


Fig. 1. Variația producției mondiale de oțel, fontă, aglomerat și minereu de fier :
O – oțel; *F* – fontă; *A* – aglomerat; *M* – minereu.

În ce privește numai fonta, a cărei pondere în elaborarea oțelului a crescut și tinde să crească simțitor, ca urmare a insuficienței canti-

Tabela 1

Anul	1913	1920	1932	1940	1945	1950	1955	1960	1965	1980
Fontă, mil. t	4,2	0,12	0,2	14,9	8,8	19,2	33,3	47,0	47,0	200*
Oțel, mil. t	4,3	0,19	5,9	18,3	23,3	27,6	45,6	61,0	90,0	250*
Oțel, kg/locuitor	26,0	0,9	32,0	110,0	74,0	147,0	226,0	285,0	375*	1 000*

* Cifre aproximative.

tative a fierului vechi, aceste măsuri au condus şi vor conduce, simultan cu creşterea producţiei de metal, la scăderea simţitoare a consumului de cocs şi la mărirea productivităţii furnalelor. Astfel, dintre uzinele la care s-au obţinut indicii cei mai buni pe plan mondial, primul loc îl ocupă uzinele de la Karapaveţ din U.R.S.S., la care s-au realizat o productivitate a furnalelor de circa 1 730 kg fontă/m³, 24 ore şi un consum specific de cocs de circa 556 kg/t fontă.

Dintre măsurile privind construcţia şi regimul de funcţionare a furnalelor, care au dus în mare măsură la indicii semnalaţi, se menţionează :

— raţionalizarea profilului furnalelor şi mărirea volumului lor util, reprezentat prin curbele din figura 2, care arată evoluţia volumului util al furnalelor din U.R.S.S., unde funcţionează la ora actuală cele mai mari furnale din lume (2 020 m³) şi unde sînt în curs de proiectare furnale de 2 700 m³;

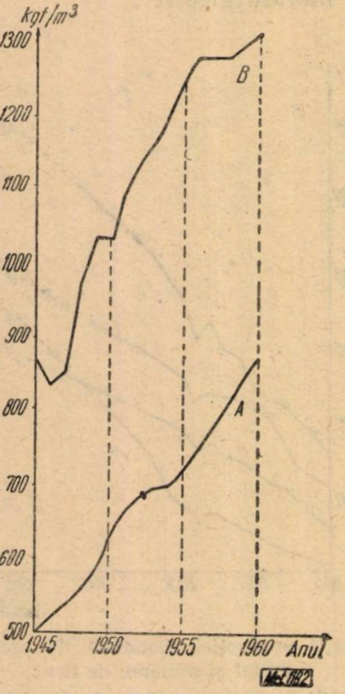


Fig. 2. Variaţia volumului mediu şi a coeficientului de utilizare a furnalelor în U.R.S.S. :

A — volumul util mediu, m³ ; *B* — coeficientul de utilizare a furnalelor, kg/m³.

— folosirea aerului îmbogăţit în oxigen, mărirea temperaturii aerului insuflat, ridicarea presiunii la gura furnalului, înlocuirea parţială a cocsului cu gaze naturale sau combustibili lichizi etc., şi

— prelungirea campaniei de funcţionare a furnalelor şi reducerea timpilor de staţionare prin mărirea durabilităţii zidăriei, realizată prin folosirea de materiale refractare de calitate, ca de exemplu, blocurile de carbon pentru construirea vetrei etc.

Dintre măsurile privind pregătirea raţională a încărcăturii şi îmbunătăţirea calităţii materiilor prime folosite în furnal se menţionează :

— îmbunătăţirea calităţii cocsului şi a fondanţilor ;

— îmbogăţirea, clasarea şi omogenizarea minereurilor şi

— creşterea procentului de minereuri şi concentrate, aglomerate sau peletizate, în încărcătura furnalului.

În acest articol se va examina mai amănunţit rolul îmbunătăţirii materiilor prime în procesul de elaborare a fontei, insistîndu-se în special asupra rolului preparării mecanice şi termice a minereurilor de fier şi asupra stadiului actual şi perspectivelor procedeelor noi de valorificare a acestor minereuri.

*

Ţinînd seama de rolul important, ca agent termic şi chimic al cocsului în elaborarea fontei, de faptul că cocsul intervine cu ponderea cea mai mare, atît în componenţa preţului de cost al fontei cît şi în volumul încărcăturii furnalului, cum şi în sfîrşit de faptul că rezervele de cărbuni cocsificabili intervin în balanţa de combustibili solizi cu o pondere din ce în ce mai redusă, s-a acordat problemei cocsului o atenţie mai mare decît aceea acordată minereurilor de fier.

Numeroase şi valoroase studii efectuate în ultimele decenii au urmărit, pe de o parte, stabilirea condiţiilor optime pentru obţinerea unui cocs de calitate superioară, cu un conţinut redus de cenuşă şi sulf şi cu o mare rezistenţă mecanică — corespunzătoare cerinţelor de folosire a lui în furnale cu înălţime şi capacitate mare — şi, pe de altă parte, găsirea unor reţete noi de fabricare a cocsului, bazate pe folosirea în proporţii mari sau integrală a cărbunilor energetici sau a celor cu proprietăţi de cocsificare inferioare. Rezultatele obţinute în aceste două direcţii sînt remarcabile, un rol deosebit în această privinţă revenind progreselor realizate în tehnica preparării cărbunilor, care au permis obţinerea de cărbuni spălaţi, cu conţinut redus de sulf şi cenuşă, şi, în unele cazuri, separarea lor pe sorturi petrografice [3].

În ţara noastră s-au efectuat studii minuţioase asupra clasificării şi preparării cărbunilor din Valea Jiului, de asemenea, s-a urmărit completarea şi îmbunătăţirea funcţionării instalaţiilor de preparare existente, proiectarea şi construirea unor noi uzine de preparare a cărbunilor cocsificabili, axate pe tehnologii moderne, astfel încît să se poată obţine produse de calitate superioară, conform cu cerinţele industriei cocsochimice.

De asemenea, s-au efectuat studii laborioase privitoare la fabricarea semicocsului prin fluidizare pe baza cărora vechile cuptoare Ab der Holden au fost înlocuite cu cuptoare Carbofluid, caracterizate prin productivităţi şi indici tehnico-economici net superiori — şi cele privind fabricarea cocsului-brichete, din cărbuni necocsificabili, prin procedeele puse la punct de Institutul de cercetări metalurgice şi de Institutul de energetică al Academiei R.P.R.

Prin introducerea procedeelor moderne de preparare mecanică a cărbunilor şi, în special, prin pregătirea raţională a amestecului de cărbuni şi prin îmbunătăţirile tehnologice aduse procesului de cocsificare, s-a putut îmbunătăţi sensibil calitatea cocsului metalurgic, determinînd micşorarea treptată a consumului specific al acestuia pe tona de fontă.

Datorită acestor măsuri, la uzina cocsochimică de la Combinatul siderurgic Hunedoara, s-a obţinut treptat un cocs de calitate superioară, cu o rezistenţă excepţională (315—320 kg la toba Sundgreen), ceea ce a permis scăderea consumului specific de cocs la furnalele noi de la 1 400 — 1 500 kg/t la sub 1 000 kg/t fontă.

În ce priveşte fondanţii, se semnalează studiile efectuate în legătură cu rolul granulaţiei calcarului şi a structurii lui cristaline, folosirea varului ars şi a dolomitei ca înlocuitori ai calcarului etc., studii care au condus la îmbunătăţirea regimului de funcţionare a furnalelor şi a indicilor lor tehnico-economici [4].

Îmbunătăţirea calităţii minereurilor de fier nu s-a bucurat multă vreme de atenţia cuvenită, întrucît, la nivelul producţiei de fontă, realizată pînă acum 15—20 ani, rezervele sigure de minereuri bogate ale zăcămintelor în exploatare puteau asigura fără dificultate alimentarea directă a furnalelor cu materia primă necesară. Îmbunătăţirea calităţii minereului pentru furnal, a fost limitată în general la operaţii de clasare, alegerea manuală a sterilului, spălarea minereurilor argiloase, prăjirea sideritelor, şi la unele procedee de separare magnetică şi gravitaţională aplicate unei fracţiuni mici din producţia totală de minereuri.

Problema îmbunătăţirii calităţii minereurilor de fier a căpătat o importanţă mai mare o dată cu creşterea producţiei de fontă, care a determinat intensificarea producţiei de minereuri de fier (fig. 1), realizată însă în dauna calităţii acestora, datorită :

— scăderii rezervelor de minereuri bogate şi, implicit, necesităţii de a se valorifica şi zăcăminte de minereuri mai sărace, şi

— aplicării unor metode de exploatare minieră intensive, care exclud sau reduc la minimum posibilitatea exploatării selective a zăcămintelor.

Astfel, referindu-se la ţara noastră, conţinutul minereurilor de fier extrase din zăcămintele de la Ghelar şi Teliuc, a căror producţie a crescut în ultimii 17 ani cu circa 600%, a scăzut de la 34—35% Fe la 30—32%, şi va scădea sensibil sub aceste valori în anii următori (cînd producţia de minereuri va creşte pînă la 4 000 000 t, în 1965), ca urmare a cauzelor semnalate [5].

Semnificative pentru tendinţa de scădere a conţinutului minereurilor de fier sînt datele privind conţinutul rezervelor mondiale ale zăcămintelor de fier, evaluate la peste 500 miliarde de tone cu un conţinut mediu de circa 40% Fe, din care numai circa 10—20% reprezintă rezerve cu un conţinut mai ridicat de fier (>50% Fe), în care sînt incluse şi zăcămintele bogate puse în evidenţă mai recent. După unele date numai o mică parte din rezervele totale de minereuri ale zăcămintelor de fier ale U.R.S.S., reprezentînd peste 50% din rezervele mondiale, pot fi considerate minereuri bogate, iar din rezervele de minereuri de fier ale celorlalte ţări, numai circa 15—20% au un conţinut care să permită folosirea lor directă în furnal. Din acest punct de vedere, zăcămintele din ţara noastră sînt prin excelenţă zăcăminte de minereuri sărace, al căror conţinut mediu se situează la 25—30% Fe [9].

Ponderea importantă cu care intervin minereurile sărace în balanţa rezervelor de minereuri de fier ale globului, necesitatea exploatării raţionale şi intensive a zăcămintelor de fier (din care în 1980 vor trebui să se extragă peste un miliard de tone de minereu pe an) şi cerinţele industriei siderurgice de a fi aprovizionate cu minereuri cît mai bogate au determinat introducerea pe scară largă a metodelor de îmbogăţire a minereurilor, în special a celor sărace. Ca urmare a acestei necesităţi s-au construit, în ultimele două decenii, numeroase şi importante uzine de preparare în U.R.S.S., S.U.A., Canada, Suedia, R.F.G., R.P. Chineză etc. O deosebită atenţie a fost acordată îmbogăţirii minereurilor de fier, în special în U.R.S.S., unde s-a elaborat un plan sistematic pentru studiul tuturor zăcămintelor de fier de pe teritoriul Uniunii Sovietice, şi pe baza căruia s-a trecut la construirea a numeroase uzine de preparare de mare capacitate ; dintre acestea se menţionează instalaţiile de la Iugok, în care sînt supuse anual preparării 9—10 milioane tone minereuri cu 30—38% Fe, din care se obţin concentrate cu 61—62% Fe, şi cele de la Kacikanar, care prelucrează anual 15—16 milioane tone minereuri sărace, cu un conţinut sub 20% Fe, din care se obţin concentrate cu circa 60% Fe. Conform planului de dezvoltare a industriei siderurgice din U.R.S.S., totalitatea producţiei de minereuri de fier (care în 1980 va trebui să ajungă la peste 500 milioane tone pe an) va fi supusă preparării, pentru ca încărcarea furnalelor să fie asigurată cu concentrate bogate cu 60—67% Fe [7]. De asemenea, în ţara noastră, totalitatea producţiei de minereuri de fier ce se va realiza în 1965 va fi supusă preparării în instalaţiile moderne.

Semnificative pentru avîntul luat în ultimul timp de metodele de preparare a minereurilor de fier și în special pentru perspectivele introducerii procedeelor de îmbogățire a minereurilor sărace sînt și curbele din figura 3, reprezentînd proveniența minereurilor de fier folosite în S.U.A., din care rezultă că circa 60% din producția viitoare de fontă a S.U.A., obținută din minereuri indigene, va fi produsă din concentratele bogate în fier ce vor rezulta din prepararea minereurilor sărace (cu 25—30% Fe) din regiunea Lacului superior [6].

Deosebit de faptul că operațiile de îmbogățire prin prepararea mecanică constituie singura cale de valorificare economică a minereurilor sărace în fier, ele s-au dovedit indispensabile și în ceea ce privește valorificarea rațională a minereurilor cu un conținut mai ridicat de fier, care în mod curent sînt încărcate direct în furnal. Creșterea conținutului metalic al minereurilor, realizată prin operații de preparare mecanică și în special cînd îmbogățirea lor este însoțită și de îmbunătățirea indicelui de bazicitate sau scăderea conținutului de elemente nocive (S.P.As. Pb. Zn, Cu etc.), conduc în mod evident la scăderea consumului specific de cocs, scăderea producției de zgură, creșterea productivității furnalului și implicit — cu toate că concentratele îmbogățite sînt mai scumpe decît minereurile brute din care au provenit — și la scăderea prețului de cost al fontei. În această din urmă privință sînt concludente curbele din figura 4, trasate în baza studiilor și calculelor efectuate de Institutele Mehanobr și Ghipromet din U.R.S.S., reprezentînd variația prețului de cost al concentratelor de fier și al fontei în funcție de variația conținutului metalic al concentratelor obținute prin prepararea mecanică a unor minereuri sărace (cu 37—38% Fe) din această țară și curbele din figurile 5 și 6, privind variația investițiilor și a prețului de cost stabilite pentru cazul minereurilor sărace din țara noastră [5, 7].

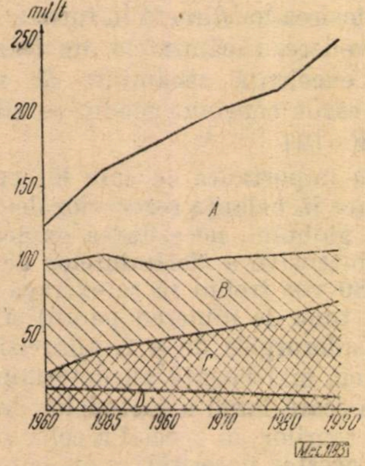


Fig. 3. Proveniența minereurilor de fier folosite în S.U.A. :

A — minereuri și concentrate din import; *B* — minereuri bogate; *C* — concentrate bogate (din tacomite); *D* — concentrate bogate (din alte minereuri).

Întru-cît economicitatea proceselor de îmbogățire este determinată de o serie de factori (compoziția și structura mineralogică a minereurilor și în special gradul de concrescență a minereurilor și conținutul lor metalic) care conduce la cheltuieli de preparare cuprinse între limite foarte mari (tabela 2), eforturile specialiștilor s-au concentrat asupra perfecționării procedeelor și mașinilor de preparare și introducerii

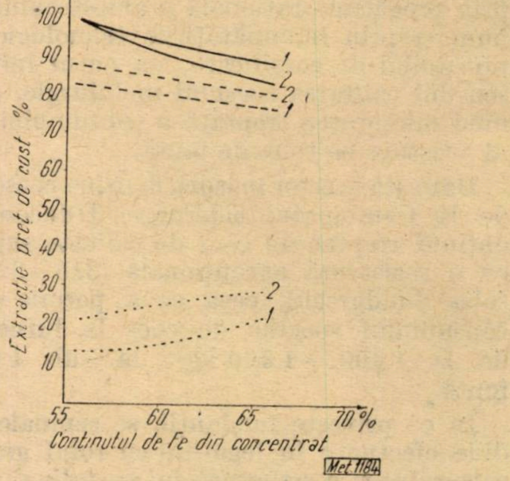


Fig. 4. Influența preparării minereurilor sărace asupra prețului de cost al fontei:

1 — cuarțite magnetitice din Krivoirog; *2* — cuarțite oxidate din Krivoirog; ——— prețul de cost al fontei, %; – – – – extracția de Fe în concentrate, %; ...... costul fierului din concentrat la elaborarea unei tone de fontă, %.

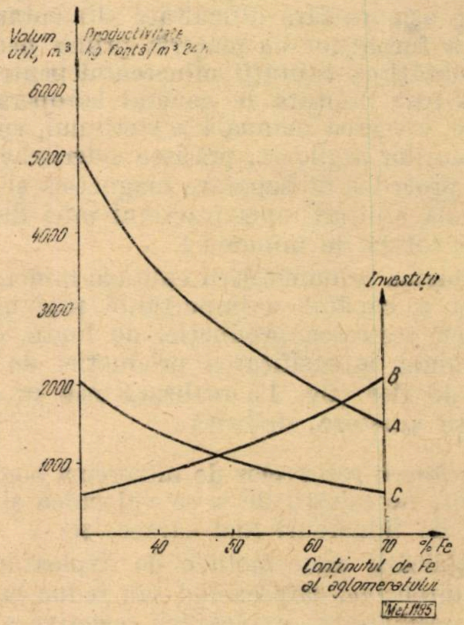


Fig. 5. Variația volumului util, a productivității și a investițiilor furnalelor:

A — volumul util total, m^3; *B* — productivitate, kg fontă/m^2 24 h; *C* — investiții pentru furnal.

de procedee noi, în vederea obținerii de concentrate bogate cu extracții maxime de metal și cu cheltuieli cît mai reduse [13, 14, 15].

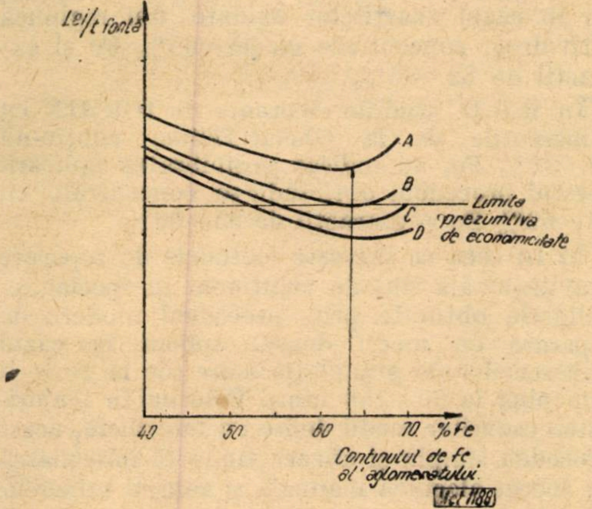


Fig. 6. Variația prețului de cost al fontei în funcție de conținutul minereului inițial și al conținutului de Fe al concentratelor :

A – minereu cu 20% Fe; *B* – minereu cu 25% Fe; *C* – minereu cu 30% Fe; *D* – minereu cu 35% Fe.

Datorită diversității și complexității mineralogice a minereurilor de fier, valorificarea lor rațională implică, în general, combinarea judicioasă a mai multora din procedeele menționate. În funcție de concrescența mineralelor și varietatea speciilor sub care se prezintă mineralele utile, se folosesc în aceste cazuri scheme tehnologice complexe, prin care se pot obține concentrate bogate cu pînă la 67 % Fe și cu extracții metalice care pot ajunge pînă la 90—95 %. Datorită progreselor remarcabile realizate în tehnica preparării minereurilor de fier se poate afirma că limita de valorificare economică a zăcămintelor de fier va putea fi coborîtă — în cazul zăcămintelor mai dezvoltate și, din punct de vedere minier, ușor exploatabile — la sub 25 % Fe.

Tabela 2

Prețul de cost al preparării și al investițiilor specifice ale instalațiilor de preparare (raportate la prăjirea simplă = 100 %)

Specificarea metodelor de preparare	Preț de cost, %	Investiții, %
I) Prepararea minereurilor în bucăți :		
A. Sfărîmare și clasare	20— 30	25— 35
B. Sfărîmare + clasare + spălare + claubaj	40— 60	40— 50
C. Sfărîmare + clasare + separare în medii dense	60— 80	70— 90
D. Sfărîmare + clasare + separare prin zețaj	90—100	100—120
E. Sfărîmare + clasare + separare magnetică în cîmpuri slabe	100—125	80—120
F. Sfărîmare + clasare + separare magnetică în cîmpuri puternice	150—175	120—150
G. Sfărîmare + clasare + prăjire	100	100
II) Prepararea minereurilor fin concrescute		
H. Separare gravitațională pe mese și jgheaburi	125—175	100—150
J. Separare magnetică în cîmpuri slabe	150—200	100—150
K. Separare magnetică în cîmpuri puternice	175—250	150—200
L. Prăjire magnetizantă și separare magnetică	300—400	350—450
M. Flotație	275—360	300—400

Dintre realizările cele mai importante în domeniul preparării și îmbogățirii minereurilor de fier, sînt de menționat următoarele [5, 6, 7, 8, 9, 10, 11] :

a) În ceea ce privește separarea magnetică, procedeul cel mai important și cel mai răspîndit pentru îmbogățirea minereurilor de fier, sînt de semnalat perfecționările aduse separatoarelor magnetice cu cîmpuri slabe, în special a celor folosite pentru prepararea minereurilor fin concrescute. Datorită acestor perfecțiuni se pot valorifica azi, cu rezultate excepționale, minereurile sărace magnetitice și foarte fin concrescute, cum sînt teconitele din S.U.A., care, prin măcinare la o finețe foarte înaintată (sub 0,04—0,075 mm), pot fi îmbogățite de la 32 % Fe la 64—65 % Fe, cu scăderea conținutului de SiO_2 de la 45 % la 9—10 % (fig. 7). Rezultate asemănătoare au fost obținute și în cazul cuarțitelor magnetice de la Krivoirog, măcinate sub 0,074—0,1 mm și a altor minereuri asemănătoare din U.R.S.S. (fig. 8).

Dificultățile de separare magnetică a minereurilor slab magnetice au fost învinse prin perfecționarea separatoarelor cu cîmpuri puternice care permit concentrarea în bune condiții a minereurilor hematitice și limonitice sub 1 mm, pe cale umedă sau uscată, și care va face posibilă evitarea prăjirii lor magnetizante, urmată de separarea în cîmpuri slabe, care, deși dă rezultate mai bune, reclamă însă investiții mai mari și cheltuieli de preparare mai ridicate decît separarea magnetică directă în cîmpuri puternice.

Prăjirea magnetizantă, căreia i s-au adus îmbunătățiri importante atît în ceea ce privește conducerea procesului, cît și construcția cuptoarelor de prăjire, continuă să constituie însă una dintre căile cele mai raționale pentru valorificarea sideritelor, hematitelor și limonitelor fin concrescute, linie pe care este orientată valorificarea unor asemenea minereuri în o serie de țări.

Astfel în R.S.C. sînt prelucrate pe această cale sideritele de la Rosinova, care conțin circa 30 % Fe și 22 % SiO_2 și se îmbogățesc la circa

58% Fe și 3% SiO_2 și limonitele argiloase, folosite la uzinele din Tvinec, care conțin circa 37% Fe, din care se obțin concentrate cu 50–55% Fe. În R.P. Chineză sînt supuse îmbogățirii prin acest procedeu minereurile de la An Sen, îmbogățite de la circa 38% la circa 60% Fe, în S.U.A. unele minereuri din regiunea Lacului superior, care sînt îmbogățite de la circa 40% Fe la circa 65% Fe, iar în R.F.G. în special minereurile limonitice sărace și greu preparabile din Salzgitter, îmbogățite de la circa 25% Fe la circa 40% Fe.

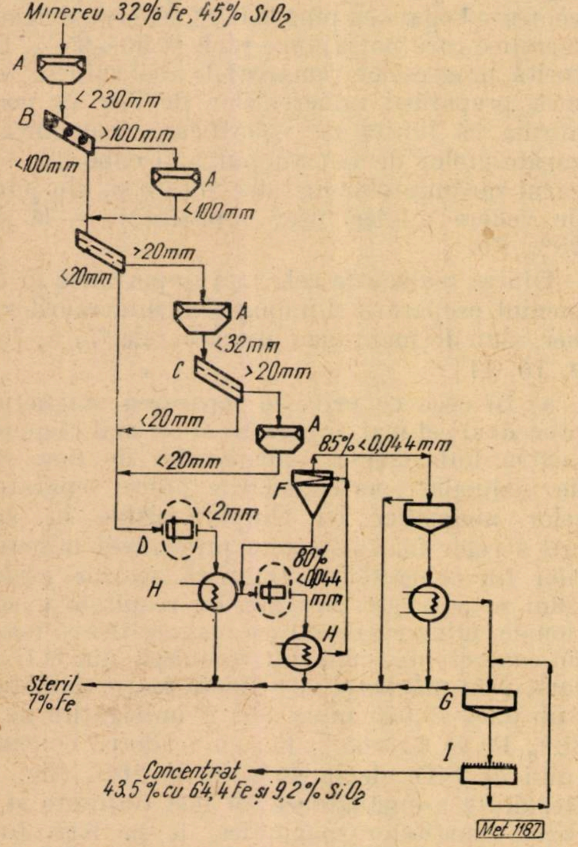


Fig. 7. Schema preparării tacomitelor magnetitice de la Mesabi:

A – concasoare giratorii; *B* – grătar cu bare și came; *C* – site vibrante; *D* – mori cu bare; *E* – mori cu bile; *F* – hidrocicloane; *G* – hidroseparatoare; *H* – separatoare magnetice; *I* – filtre cu vid.

În majoritatea cazurilor citate, prăjirea magnetizantă se efectuează în cuptoare rotative încălzite cu combustibili solizi, lichizi sau gaz de furnal, cu un consum de 350 000–400 000 kcal/t, obținîndu-se extracții metalice care variază între 80–93%. Deosebit de prăjirea în cuptoare rotative, sînt de menționat rezultatele interesante obținute în U.R.S.S. și S.U.A. prin prăjirea magnetizantă pe bandă și în pat fluidizat [12]. O deosebită importanță se acordă prăjirii magnetizante în U.R.S.S., unde funcționează o instalație industrială experimentală la Kamiș Burun, în peninsula Kerci, constituită din două cuptoare rotative cu lungimea de 50 m și diametrul de 3,6 m și cu producție zilnică de 1 000 t, în care – prin tratarea minereurilor limonitice de la Lisakovsk, care conțin circa 38% Fe – s-au putut obține concentrate cu 60–62% Fe, cu extracții de ordinul a 90–93%, iar în cazul cuarțitelor oxidate, din regiunea Krivoirog, concentrate cu 55–65% Fe și extracții de 82–86%.

În R.P.R. studiile efectuate de ICEMIN cu minereurile de la Ghelar-Teliuc, conținînd 28–32% Fe, au indicat posibilitatea aplicării acestui procedeu, obținîndu-se concentrate cu 55–60% Fe și extracții de 85–90%.

b) În ceea ce privește metodele de separare gravitațională sînt de menționat în special rezultatele obținute prin procedeul modern de separare cu medii dense, aplicat în cazul minereurilor de granulație mare (de la > 3–5 mm pînă la 80–150 mm). Folosind în majoritatea cazurilor medii dense cu ferosiliciu, acest procedeu simplu și eficace tinde să înlocuiască cu succes alegerea manuală și zețajul minereurilor în bucăți (în special a celor nemagnetice), prin care se obțin fie concentrate finite, fie preconcentrate, care sînt tratate în continuare prin alte procedee (fig. 9).

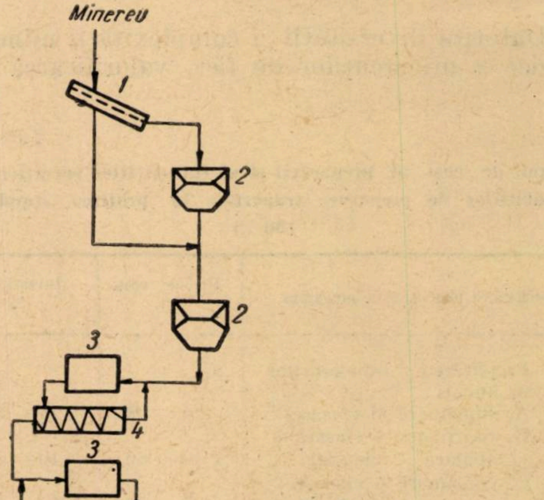


Fig. 8. Schema principală de prepararea minereurilor de la Jugak (Krivoirog):

1 – ciur vibrant; *2* – concasoare giratorii; *3* – mori cu bile; *4* – clasoare spirale; *5* – separator magnetic; *6* – filtre cu vid; *7* – depozit de decantare.

Procedeul este aplicat astăzi în numeroase țări: S.U.A., R.F.G., Canada, Norvegia, Suedia, Austria etc.; în R.P.R. studiile efectuate de ICEMIN au indicat posibilitatea aplicării procedeului cu medii dense pentru preconcentrarea minereurilor de la Ghelar-Teliuc, care sînt apoi îmbogățite în continuare prin prăjire magnetizantă și separare magnetică.

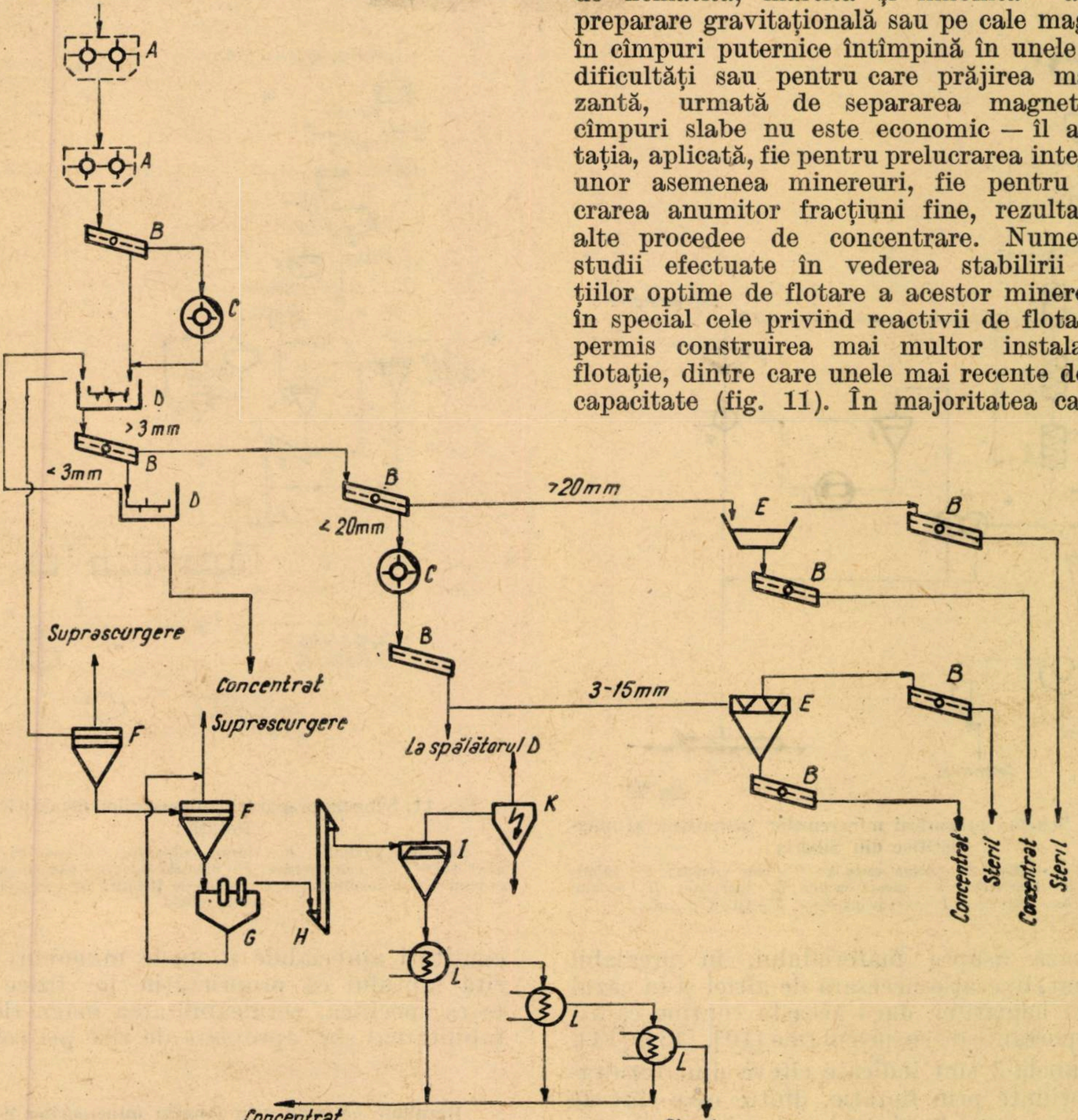


Fig. 9. Schema preparării minereurilor limonitice din Salzgiter:

A – dezintegratoare cu ciocane; *B* – ciururi vibrante; *C* – mori cu șoc; *D* – spălători; *E* – separator cu medii dense; *F* – hidrocicloane; *G* – filtre cu vid; *H* – uscător în suspensie; *I* – ciclon; *K* – filtru electric; *L* – separatoare magnetice cu cîmpuri puternice.

Minereurile mărunte sînt tratate în majoritatea cazurilor prin zețaj și în mai mică măsură în hidrocicloane cu medii dense, iar minereurile fine (sub 1 mm) în jgheaburi elicoidale, care datorită simplității și eficienței lor economice, tind să înlocuiască mesele de concentrare dintr-o serie de instalații (fig. 10).

O instalație tipică, în ceea ce privește folosirea jgheaburilor elicoidale, este aceea de la minele Benson din S.U.A. în care minereurile martitice conținînd 23% Fe sînt concentrate pe această cale pînă la 62% Fe, cu extracții de ordinul 82–83%.

c) Un rol deosebit de important în valorificarea rațională a minereurilor fin concrescute de hematită, martită și limonită – a căror preparare gravitațională sau pe cale magnetică în cîmpuri puternice întîmpină în unele cazuri dificultăți sau pentru care prăjirea magnetizantă, urmată de separarea magnetică în cîmpuri slabe nu este economic – îl are flotația, aplicată, fie pentru prelucrarea integrală a unor asemenea minereuri, fie pentru prelucrarea anumitor fracțiuni fine, rezultate din alte procedee de concentrare. Numeroasele studii efectuate în vederea stabilirii condițiilor optime de flotare a acestor minereuri și, în special cele privind reactivii de flotație, au permis construirea mai multor instalații de flotație, dintre care unele mai recente de mare capacitate (fig. 11). În majoritatea cazurilor se urmărește flotarea directă a mineralelor utile, care flotează relativ ușor cu acizi grași, petrol oxidat, ulei de tal, amine superioare și diferiți colectori cationici; în alte cazuri se urmărește flotația inversă a mineralelor de gangă, reziduurile obținute reprezentînd concentrate de fier sărăcite în special în SiO_2. Dificultăți mai mari le prezintă flotația oxizilor hidratați (goethitul, hidrogoethitul, limonita) în special a celor sub formă de suspensii fine sub 10–20 μ, dar care dau rezultate favorabile cînd flotația se efectuează în cîmpuri electrostatice sau ultrasonice. Întrucît încercările în această direcție nu au depășit faza experimentală, flotația minereurilor limonitice se efectuează asupra materialului, în prealabil deșlamat, operație necesară de altfel și în cazul flotației hematitei, dacă aceasta conține cantități importante de suspensii fine [10], [13], [14].

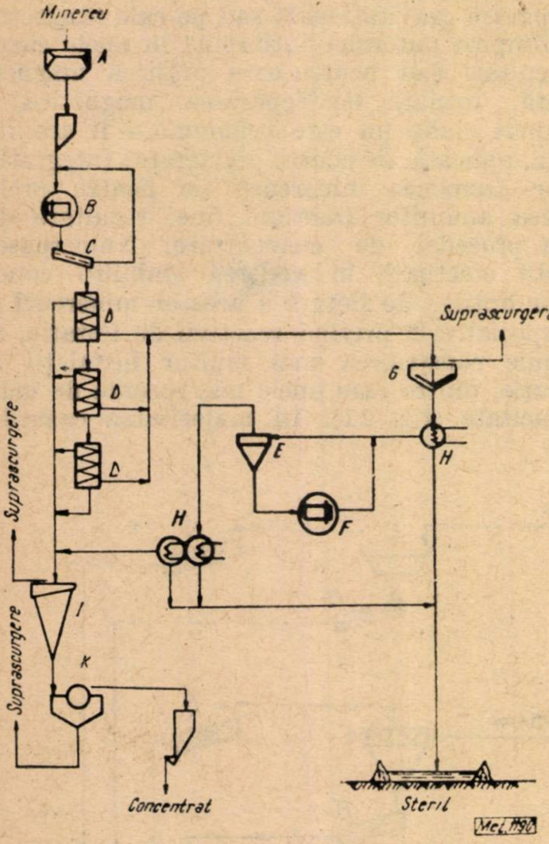


Fig. 10. Schema preparării minereurilor hematitice și magnetitice din Siberia:

A – concasor rotativ; *B* – moară cascadă; *C* – ciur vibrant; *D* – spirale elicoidale; *E* – hidrociclon; *F* – moară cu bile; *G* – îngroșător; *H* – separatoare magnetice; *I* – con de îngroșare; *K* – filtru cu vid.

În tabela 3 sînt indicate cîteva din rezultatele obținute prin flotație, dintre care sînt de reținut în special cele privind minereurile hematitice din regiunea Kerci și cuarțitele hematitice din regiunea Krivoirog, din care s-au obținut concentrate cu 58–85% Fe, plecîndu-se de la minereuri cu un conținut original de circa 38% Fe, precum și cele privitoare la reziduurile și minereurile hematitice sărace de la Mesebi (S.U.A.), al căror conținut a putut fi ridicat de la 20–29% Fe la 58–67% Fe, cu extracții metalice de ordinul 85–95%.

Un rol important revine flotației ca procedeu de îndepărtare a unor elemente nocive din unele minereuri de fier conținînd sulfuri metalice, arseniuri, apatită etc. În această privință sînt de menționat rezultatele de laborator obținute în R.P.R. de ICEMIN, în cazul magnetitelor de la Ocna de Fier, al căror conținut în cupru a putut fi coborît prin flotație de la circa 0,7% la circa 0,025% Cu.

d) O problemă care pînă în prezent nu a găsit o rezolvare satisfăcătoare este aceea a separării silicaților de fier, prezenți uneori în cantități apreciabile în unele minereuri. Datorită faptului că proprietățile lor fizice (greutatea specifică, permeabilitatea magnetică, flotabilitatea) sînt apropiate de cele ale celorlalte

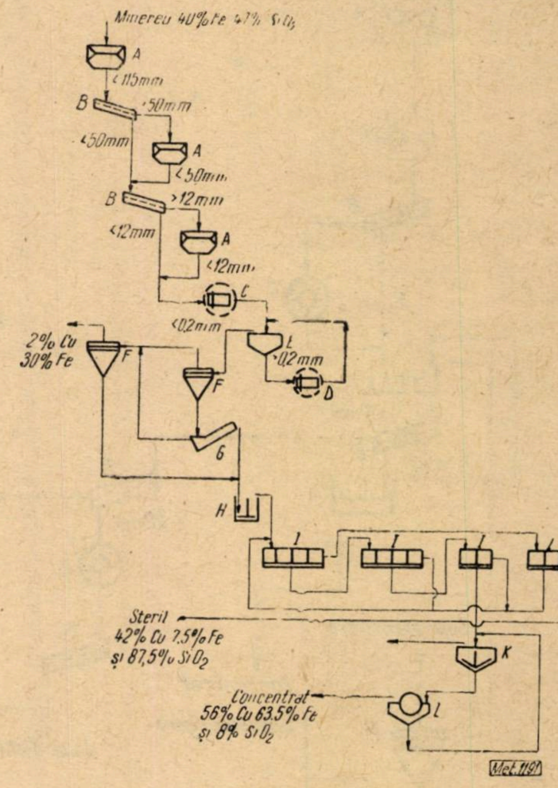


Fig. 11. Schema preparării minereurilor hematitice prin flotații:

A – concasoare giratorii; *B* – ciururi vibrante; *C* – mori cu bare; *D* – mori cu bile; *E* – hidroclasoare; *F* – hidrocicloane; *G* – clasoare spirale; *H* – agitator pentru condiționare; *I* – celule de flotație; *K* – îngroșătoare; *L* – filtre cu vid.

Tabela 3

Rezultate obținute prin flotația minereurilor de fier

Proveniența minereului	Conținut de fier, %		Extracția metalică, %
	Minereu	Concentrat	
Cuarțite oxidate la Krivoirog	38,5	58,33	89,09
Cuarțite oxidate la Krivoirog	38,5	62,89	85,32
Taconite de la Mesabi	23,16	59,10	93,76
Steril de la Mesabi	20,16	58,69	91,90
Steril de la Mesabi	29,90	60,39	96,61
Magnetite din răsăritul S.U.A.	22,90	65,49	91,13
Martite din răsăritul S.U.A.	26,52	61,53	90,23
Hematită africană	54,50	67,60	94,26
Taconite hematitice din Michigan, S.U.A.	40,53	62,19	94,71

minerale de fier, acești silicați trec în concentrate, micșorîndu-le conținutul lor metalic. Dintre studiile făcute, în legătură cu valorificarea unor asemenea minereuri, sînt de menționat cele privind flotația selectivă a silicaților și cele de prăjire la temperaturi înalte (1 100–1 200°C), efectuate în U.R.S.S. Prin acest din urmă procedeu, prin care minereurile fin măcinate și brichetate cu un adaos de 15–20% antracit sînt reduse pînă la Fe metalic, s-au putut obține din minereuri cu 30–40% Fe [15], după separare magnetică în cîmpuri slabe, concentrate foarte bogate, cu extracții ridicate (92–96%).

e) Un rol esențial în economicitatea preparării minereurilor de fier îl are — în special în cazul minereurilor fin concrescute — folosirea utilajelor de sfărîmare și măcinare de mare productivitate și adecvate caracteristicilor minereurilor. Dintre acestea menționăm în special concasoarele giratorii, morile cu șoc și morile de măcinare autogenă (morile-cascadă, morile Aerofell) — caracterizate printr-o reducere sensibilă a consumului de energie electrică, care, în cazul minereurilor fin concrescute, constituie componentul cel mai important al prețului de cost al preparării [6].

O importanță deosebită este acordată azi, în toate țările, problemei clasării și omogenizării minereurilor, de care depinde într-o măsură mare desfășurarea proceselor fizico-chimice din furnal. Ca urmare a acestui fapt s-a trecut — în afară de automatizarea încărcării furnalelor — la construirea, în incinta uzinelor siderurgice moderne, de instalații complexe de sfărîmare, clasare, dozare și omogenizare, în special în cazul uzinelor care folosesc minereuri de calități și proveniențe foarte diferite, care în unele cazuri ajung pînă la 20–25 feluri de minereuri.

Paralel cu procedeele de preparare mecanică au luat o dezvoltare deosebită aglomerarea și peletizarea minereurilor de fier, care au contribuit într-o măsură esențială la progresele realizate în ultimul timp în procesul de elaborare a fontei în furnal.

Ca urmare a creșterii considerabile a producției de minereuri mărunte și de concentrate, rezultate din operațiile de prelucrare mecanică, problema reunirii lor în bucăți a impus aplicarea pe scară largă a acestor procedee, dintre care cel mai important este aglomerarea, care s-a dezvoltat într-un ritm foarte rapid în special în ultimii 20 de ani, după cum rezultă din cifrele din tabela 4 și curbele din figura 1 [16], [17], [18].

Actualmente aproximativ 50% din producția mondială de minereuri și de concentrate de fier este încărcată în furnal sub formă de aglomerat. În această privință primul loc este ocupat de Suedia și U.R.S.S. — în această din urmă țară producția de aglomerat intervenind azi cu circa 78% în încărcătura metalică a furnalelor (circa 1,5 t aglomerat pe tona de fontă). Ca rezultat al marilor avantaje pe care le prezintă folosirea aglomeratelor la mărirea productivității furnalelor și scăderea consumului de cocs, puse în evidență în curbele din figura 12, urmează ca în viitor totalitatea producției de minereuri de fier din U.R.S.S. să fie supusă preparării și aglomerării.

Tabela 4

Țara	Producția de aglomerate, mil. tone				
	1945	1950	1955	1960	1965
U.R.S.S.	5	12,5	33,8	70	120
S.U.A.	15	18	25,5	55	75
Producția mondială	30	50	93	250	350

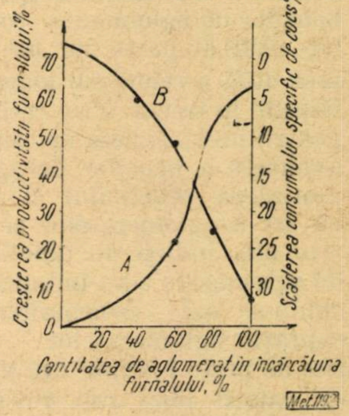


Fig. 12. Influența aglomerării asupra indicilor furnalului:

A — creșterea productivității furnalului; *B* — scăderea consumului specific de cocs.

Datorită proprietăților fizice ale aglomeratelor, care măresc permeabilitatea încărcăturii și accelerează reacțiile termo-chimice din furnal, tendința generală este de a fi supuse aglomerării nu numai minereurile mărunte, ci chiar și minereurile de dimensiuni mai mari, în prealabil sfărîmate, și de a se mări continuu proporția de aglomerat. Prin mărirea cantității de aglomerat în încărcătură, productivitatea furnalelor a putut fi mărită cu pînă la 40–60%, iar consumul de cocs a scăzut cu 25–40%, în special în cazul folosirii aglomeratelor provenite din minereuri îmbogățite și îndeosebi a aglomeratelor autofondante [16], [19].

De altfel, rezultatele excepționale obținute de furnaliștii din U.R.S.S., în ce privește productivitatea furnalelor și consumul de cocs, sînt datorite în cea mai mare parte faptului că unele dintre aceste furnale funcționează integral cu aglomerate autofondante. Pe lîngă avantajele specifice aglomeratelor obișnuite, folosirea aglomeratelor autofondante accelerează procesele chimice în furnal (datorită contactului intim dintre calcar și minereu) și simplifică încărcarea lor — prin reducerea la minimum sau totală a adaosului de calcar în furnal — asigurînd în același timp o omogenitate mai mare a încărcăturii și un mers liniștit al furnalului.

Un rol important în obținerea unor aglomerate de calitate superioară, în special în ce privește rezistența lor mecanică, revine preparării, dozării și omogenizării încărcăturii de minereu, cocs și calcar — sfărîmate și clasate la dimensiuni optime — și folosirii unor minereuri îmbogățite, care în cazul aglomeratelor autofondante — reclamînd un adaos redus de fondanți — elimină una dintre cauzele importante ale rezistenței mai slabe a acestor aglomerate.

În dezvoltarea atît de rapidă și de importantă a aglomerării, un rol important l-a avut — în afară de îmbunătățirile tehnologice privind pregătirea amestecului — perfecționările aduse utilajelor specifice instalațiilor de aglomerare și în special mașinilor de aglomerare. Renunțîndu-se aproape în întregime la vechile mașini de aglomerare — cuptoare rotative și cutii de aglomerare — s-a îmbunătățit sensibil construcția benzilor de aglomerare, construite azi cu suprafețe utile de peste 200 m², față de 50 m² suprafață utilă a celor mai mari benzi de aglomerare folosite în trecut. Prin recircuitarea gazelor arse pentru preîncălzirea amestecului, prin etanșarea avansată a benzilor de aglomerare, prin automatizarea procesului și perfecționarea răcirii cu aer a aglomeratelor pe bandă și cuve rotative etc. indicii de funcționare ai instalațiilor de aglomerare s-au îmbunătățit continuu, realizîndu-se azi — concomitent cu îmbunătățirea calității aglomeratelor — productivități specifice de peste 1,5 t/m² oră și scăderea consumului de calorii pînă sub 400 000 kcal/t. Datorită proprietăților speciale ale aglomeratelor și avantajelor care decurg din acestea în procesul de elaborare a fontei, cheltuielile suplimentare reclamate de această fază intermediară sînt compensate de economiile realizate la furnal, care contribuie la reducerea prețului de cost al fontei, ca urmare, în special, a scăderii consumului specific de cocs (înlocuit la aglomerare cu combustibil mai ieftin).

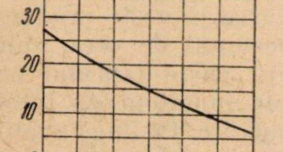


Fig. 13. Influența adaosului de concentrate fine asupra productivității aglomerării.

O deosebită dezvoltare a cunsocut în ultimii ani peletizarea [20], [21], [22], procedeu de aglomerare mecanică la rece a minereurilor și concentratelor foarte fine (< 0,1 mm) a căror aglomerare termică este dificilă din cauza permeabilității lor reduse, care influențează negativ asupra productivității mașinilor de aglomerare și care limitează folosirea acestor concentrate numai la cantități reduse în amestec cu minereuri mărunte (fig.13). Cunoscută încă din anul 1912, peletizarea nu a fost introdusă ca procedeu industrial pentru aglomerarea materialelor fine decît în ultimii ani. Rezultatele excepționale, obținute în primele instalații construite, au condus la extinderea rapidă a acestui procedeu simplu la majoritatea concentratelor obținute prin prepararea minereurilor fin concrescute. Producția mondială de pelete este evaluată azi la circa 25 milioane tone, urmînd să crească o dată cu extinderea metodelor de preparare mecanică a minereurilor fine, a căror pondere în producția mondială de minereuri este în continuă creștere. Numeroase studii s-au îndreptat în special în direcția obținerii de pelete de dimensiuni mai mari (pînă la 40 mm) care să poată fi încărcate direct în furnal, după prealabila lor sinterizare în cuptoare verticale, cuptoare rotative și în special pe benzi de aglomerare (fig. 14). Încercările efectuate cu peletele astfel obținute — caracterizate printr-o rezistență satisfăcătoare, prin marea lor porozitate, prin reductibilitatea lor mare (în special datorită oxidării aproape totale a Fe_3O_4 în Fe_2O_3), prin uniformitatea dimensională și omogenitatea lor structurală au dat rezultate foarte bune, comparabile și, în unele cazuri, superioare celor obținute prin folosirea aglomeratelor autofondante [20], [23].

Curbele din figura 15, reprezentînd influența adaosului de pelete și încărcătura furnalelor asupra diferiților indici ai acestora, subliniază și justifică importanța acordată acestei probleme, întărită și de aspectele economice reflectate în curbele din figura 16, privind investițiile și cheltuielile de exploatare necesare peletizării, în comparație cu aglomerarea.

Problema peletizării concentratelor fine reține în mod deosebit atenția inginerilor și tehnicienilor din U.R.S.S., dată fiind creșterea masivă a producției de concentrate ce vor rezulta din valorificarea minereurilor sărace și fin concrescute din această țară. Cercetările efectuate în U.R.S.S. sînt dirijate, printre altele, în direcția obținerii de pelete autofondante și a sinterizării peletelor la temperaturi mai înalte în condiții speciale, în vederea obținerii de pelete cu un conținut ridicat de fier, prin reducere la fier metalic [24], [25].

În ce privește brichetarea — care la începutul secolului a constituit una dintre căile cele mai importante, către care s-au îndreptat numeroase cercetări pentru aglomerarea mecanică a minereurilor prăfoase — importanța ei are mai mult un interes local; ea este limitată în general la brichetarea minereurilor folosite la decarburarea în cuptoarele de oțelărie și în unele procedee industriale pentru fabricarea buretelui de fier [26]. Dintre procedeele de brichetare, reține în mod special atenția procedeul ing. Iarho de brichetare cu șpan de fontă, care prin oxidare în contact cu umiditatea minereului și în prezența unor cantități mici de NaCl (0,5 %) constituie un excelent liant.

Progresele realizate în ultimele două decenii în tehnica elaborării fontei în furnal au atenuat, fără să elimine însă următoarele dezavantaje principale ale acestuia:

— consumul ridicat de cocs, combustibil scump din care cea mai mare parte se transformă în gaz de furnal, de calitatea gazului sărac produs din cărbuni inferiori, în gazogene simple;

— conţinutul ridicat de balast gazos — azotul din aerul necesar combustiunii cocsului — ce înmagazinează o cantitate enormă de căldură care pentru a fi cedată încărcăturii din furnal impune mărirea substanţială a înălţimii acestuia;

— durata mare a procesului de reducere şi topire, ca urmare a încărcării furnalului cu materii prime în straturi groase; — şi, ca o consecinţă a celor de mai sus, investiţii mari şi preţ de cost ridicat al fontei.

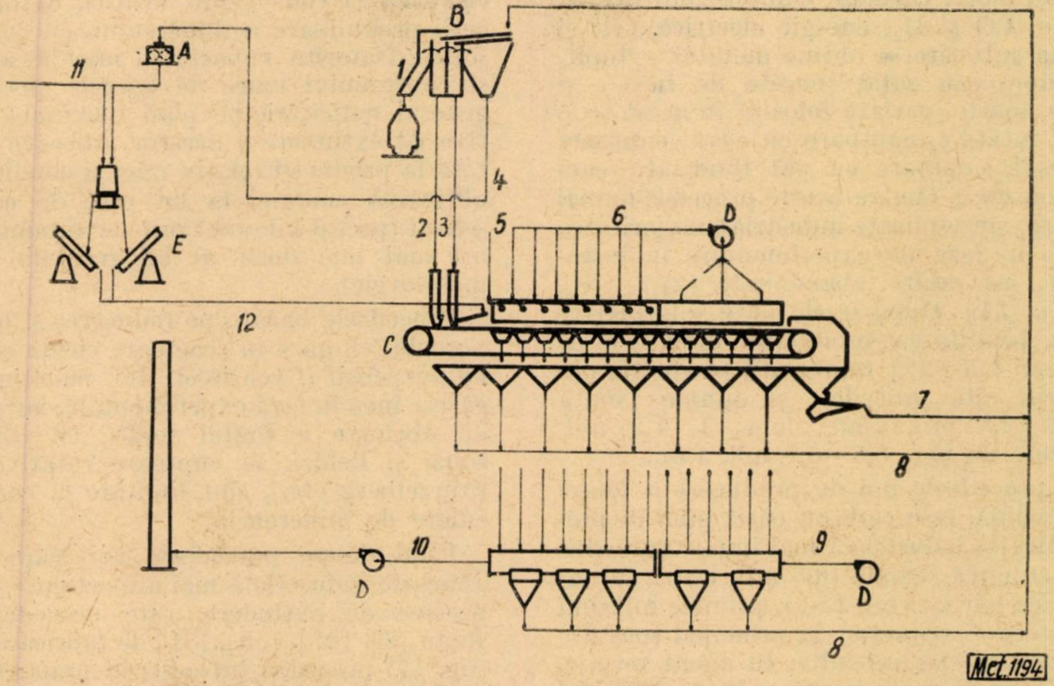


Fig. 14. Sinterizarea peletelor pe bandă:

A — concasor; *B* — silozuri; *C* — bandă de aglomerare; *D* — suflantă; *E* — peletizoare; *1* — pelete sinterizate; *2* — material pentru pat; *3* — material pentru patul marginal; *4* — pelete necircuitate; *5* — combustibil; *6* — gaze preîncălzite; *7* — pelete sinterizate brute; *8* — praf de la desprăfuitoare; *9* — aer pentru răcire; *10* — gaze arse; *11* — concentrate de fier; *12* — pelete crude.

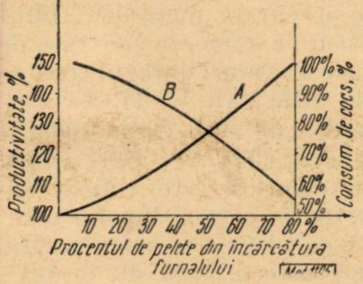


Fig. 15. Influenţa peletelor asupra indicilor furnalului:
A — productivitatea, kg/m³ 24 h, %; *B* — consumul de cocs, kg/t fontă, %.

Aceste dezavantaje, şi în special balanţa deficitară a cărbunilor cocsificabili, au determinat experimentarea a numeroase procedee pentru extragerea fierului, majoritatea bazate pe folosirea altor combustibili decît cocsul, iar unele pe extragerea fierului din minereuri prin procedee hidrometalurgice. Dintre acestea din urmă sînt de menţionat procedeul de trecere a fierului în clorură ferică prin clorurare cu acid clorhidric gazos şi valorificarea minereurilor de fier şi mangan prin sulfatizare cu SO_2, procedee care nu au depăşit însă faza de experimentare în instalaţii pilot şi care ridică încă

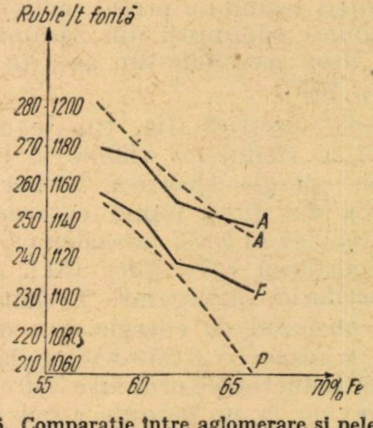


Fig. 16. Comparaţie între aglomerare şi peletizare:
A — aglomerare; *P* — peletizare; ——— preţ de cost/t fontă; – – – – investiţii specifice/t fontă.

numeroase şi dificile probleme de ordin tehnic şi economic [11].

Procedeele pirometalurgice experimentate, care formează obiectul a peste o sută de brevete, se deosebesc atît prin agenţii termici şi reducători folosiţi (cocs, cărbuni, combustibili lichizi, gaz metan, CO şi H_2, energie electrică), cît şi prin forma sub care se obţine metalul — topit, păstos (lupe) sau solid (burete de fier) — şi aparatura foarte variată folosită în acest scop (cuptoare rotative, cuptoare cu cuvă, cuptoare cu suspensii, cuptoare cu pat fluidizat, reactoare-ciclon etc.). Dintre aceste procedee numai o mică parte sînt aplicate industrial, majoritatea găsindu-se în faza de experimentare în instalaţii pilot, iar multe abandonate [27], [28], [29], [30], [31]. După unele date informative [31], din totalitatea producţiei mondiale de fontă numai 1,5—2% reprezintă producţia obţinută prin alte procedee, şi anume: fontă lichidă, 2—2,5 mil. t/an; lupe, 1—1,2 mil. t/an; burete de fier, 0,5—0,7 mil. t/an.

Dintre procedeele noi de producere a fontei în stare lichidă, cele care au găsit pînă în prezent o aplicaţie industrială mai importantă sînt furnalele cu cuvă scundă (0,5 mil. t/an), furnalele electrice (circa 2 mil t/an), primele folosind ca agent termic reductor în principal cocs din cărbuni inferiori, iar celelalte, ca agent termic, energie electrică şi, ca agent reductor, diferiţi combustibili solizi.

Furnalele cu cuvă scundă sînt folosite în cîteva ţări, în special în R.D.G. (la Kalbe), unde sînt în funcţiune, din 1953, 10 furnale de 40 m^3, în care minereurile relativ sărace cu gangă puţin silicioasă sînt reduse şi topite cu cocs-brichete, fabricate din cărbuni inferiori după procedeul Rammler-Bilkenroth. Deşi consumul specific de calorii şi investiţiile specifice sînt mai mari decît în cazul furnalelor clasice, iar productivitatea specifică mai mică, procedeul este economic, ţinînd seama de preţul redus la care se obţin cărbunii pămîntoşi din zăcămintele puternice şi uşor accesibile din această ţară [5], [27], [30], [31].

Procedeele electrice (fig. 19) de obţinere a fontei sînt la rîndul lor viabile în ţările care dispun de energie electrică ieftină (Suedia, Italia etc.), dat fiind faptul că consumul de energie intervine în acest procedeu cu o pondere foarte importantă [27], [30], [31]. Astfel, în cazul procedeelor industriale Tysland Jale şi Lubatti, consumul de energie este de ordinul 2 400 kW/t, respectiv 3 250 kWh/t, iar al combustibililor reductori de ordinul a 350—400 kg/t, ceea ce revine la un consum total de calorii de ordinul a 4,8—8,1 mil. kcal/t, faţă de circa 5,5 mil. kcal/t, în cazul furnalelor clasice cu cocs, de capacitate mijlocie. Consumul de energie electrică fiind dependent de conţinutul în fier al minereului tratat, tendinţa generală este de a se folosi aceste procedee la prelucrarea minereurilor bogate. În ultimul timp unele procedee electrice s-au extins şi la prelucrarea minereurilor mai sărace (sub 40—45% Fe), ca de exemplu procedeul Strategic Utty, caracterizat printr-un consum mai mic de energie electrică (1 100—1 200 kcal/t), datorită reducerii preliminare a minereului, cu combustibili solizi. Datorită capacităţii mici a agregatelor şi consumului mare de energie electrică — în general deficitară pe plan mondial — perspectiva de extindere a acestor procedee este limitată la producţii relativ mici şi condiţionată de obţinerea energiei la un preţ de cost foarte scăzut (preţul kilowatt/oră de minimum 8—10 ori mai mic decît al kilogramului de cocs metalurgic).

Procedeele bazate pe reducerea şi topirea minereului cu gaze în reactoare ciclon şi cuptoare cu suspensii (Cyclosteel, Jet Smelting etc.) se găsesc încă în fază experimentală, iar procedeele de obţinere a fontei topite cu combustibili solizi şi lichizi, în cuptoare rotative (Basset, Stürzelberg etc.), sînt limitate la cazuri particulare de minereuri.

Unul dintre procedeele noi, care a găsit o aplicaţie industrială mai importantă şi cu perspective de extindere, este procedeul Krupp Renn [5], [27], [30], [31] de fabricare a lupelor (fig. 17) procedeu introdus în practică încă din anul 1930, şi care este aplicat astăzi în numeroase ţări (R.D.G., R.F.G., R.S.C., R. P. Chineză, R.P.D. Coreeană, Japonia etc.). După unele date informative, astăzi sînt în funcţiune peste 60 de cuptoare rotative de 60—120 m lungime, cu o capacitate totală de producţie de circa 1—1,5 mil. t fontă/an. Lupele obţinute după răcirea zgurei topite, în care rămîn înglobate, şi din care se extrag prin separarea lor magnetică, conţin 92—95% Fe şi sînt în majoritatea cazurilor folosite ca înlocuitor al încărcăturii metalice în furnale, datorită gradului redus de desulfurare, care le face improprii pentru a fi folosite la oţelărie. Procedeul este folosit pentru tratarea minereurilor sărace, cu gangă pronunţat acidă şi conţinut ridicat de silicaţi de fier, care nu pot fi îmbogăţite prin operaţii de preparare mecanică. Limita economică de folosire a minereurilor este de 25—30% Fe şi sub aceste valori în cazul cînd ele conţin şi alte metale utile (Ni, V, Ti, Cr etc.) şi au un conţinut redus de sulf, cînd lupele pot fi folosite în oţelării electrice. Deşi consumul total de energie calorică este ridicat (8—8,5 mil. kcal/t), preţul de cost al lupelor este în general mai mic decît al fontei, economicitatea procedeului fiind determinată de preţul de cost al combustibililor folosiţi, de conţinutul de fier al minereului şi calitatea materialului refractar cu care sînt căptuşite cuptoarele.

Dintre numeroasele procedee pentru producerea fierului în stare solidă, cele mai importante, aplicate pe scară industrială, sînt procedeele mai vechi Höganas și Wiberg, iar dintre cele mai noi, procedeul mexican Hayolate y Lamina (HYL).

Procedeul Höganas [27], bazat pe reducerea directă a combustibililor solizi, este limitat la fabricarea buretelui de fier din minereuri foarte bogate, produsul obținut fiind folosit pentru metalurgia pulberilor. Procedeul este caracterizat printr-o productivitate mică, dată fiind durata mare în care are loc reducerea în retortele încălzite în cuptoare-tunel și un consum ridicat de energie calorică (circa 5 mil. kcal/t).

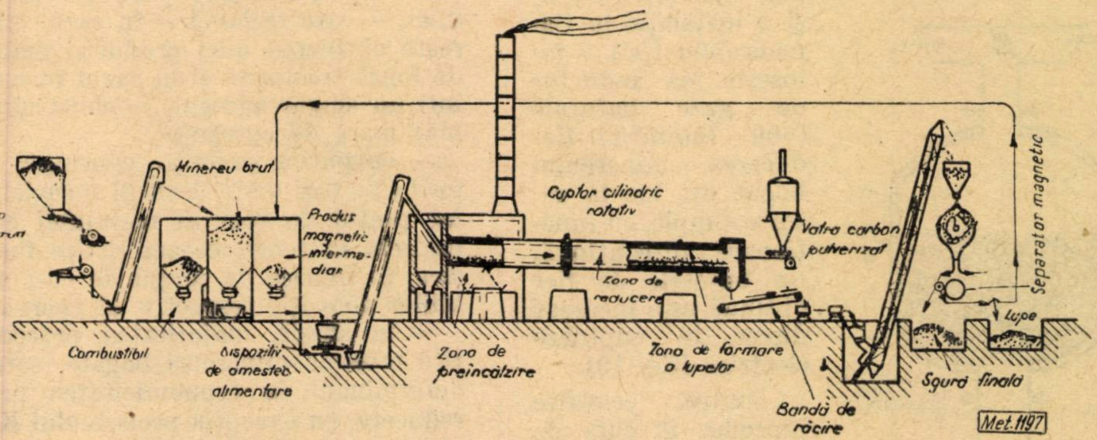

Concasarea minereului crud
Minereu brut
Produs magnetic intermediar
Cuptor cilindric rotativ
Vatra carbon pulverizat
Separator magnetic
Zona de reducere
Lupe
Combustibil
Dispozitiv de amestec alimentare
Zona de preîncălzire
Zona de formare a lupelor
Zgură finală
Bandă de răcire
Met. 1197

Fig. 17. Procedeul Krupp Renn.

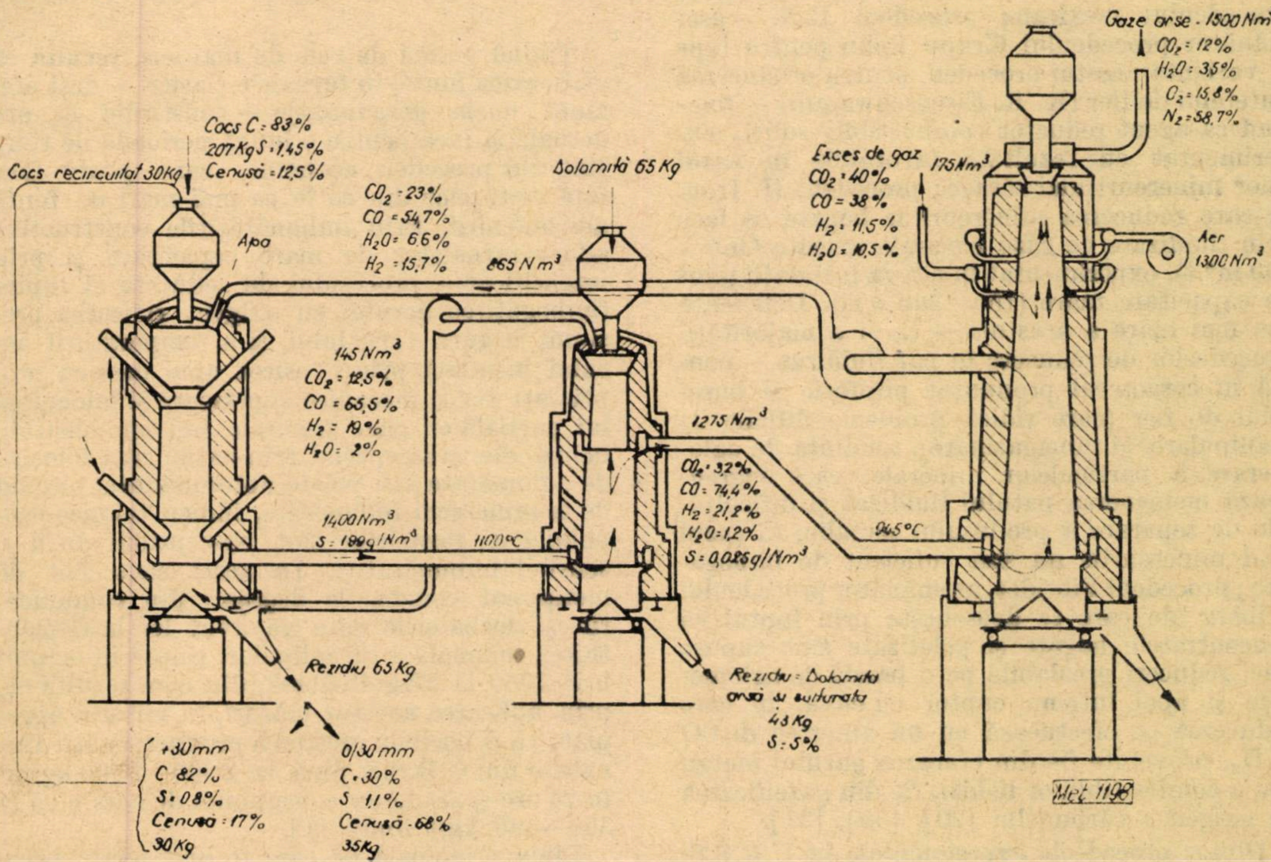

Cocs C = 83%
207 Kg S = 1,45%
Cenușă = 12,5%
Cocs recirculat 30 Kg
Apa
CO_2 = 23%
CO = 54,7%
H_2O = 6,6%
H_2 = 15,7%
865 Nm³
Dolomită 65 Kg
145 Nm³
CO_2 = 12,5%
CO = 65,5%
H_2 = 19%
H_2O = 2%
1400 Nm³
S = 189 g/Nm³
1100°C
Rezidu 65 Kg
+30 mm
C 82%
S 0,8%
Cenușă = 17%
30 Kg
0/30 mm
C 30%
S 1,1%
Cenușă 68%
35 Kg
1275 Nm³
CO_2 = 3,2%
CO = 74,4%
H_2 = 21,2%
H_2O = 1,2%
S = 0,025 g/Nm³
Rezidu = Dolomită arsă și sulfurată
43 Kg
S = 5%
Gaze arse 1500 Nm³
CO_2 = 12%
H_2O = 3,5%
O_2 = 15,8%
N_2 = 58,7%
Exces de gaz
CO_2 = 40%
CO = 38%
H_2 = 11,5%
H_2O = 10,5%
175 Nm³
Aer
1300 Nm³
945°C
Met. 1198

Fig. 18. Procedeul Wiberg.

Procedeul Wiberg (fig. 18), [27], bazat pe reducerea minereurilor bogate cu un amestec de gaze (CO și H_2), deși este caracterizat printr-un consum redus de combustibili (150—200 kg cocs/t) are, de asemenea, o aplicație limitată din cauza consumului mare de energie electrică (900—1 000 kWh/t), reclamat de carburatorul electric, în care se generează şi purifică gazele reductoare [60], [61].

Procedeul mexican [29], [30], [31] —la ora actuală cel mai important şi după care funcţionează două instalaţii industriale în Mexic (200 t/zi şi 500 t/zi) şi o instalaţie în Canada (500 t/zi) — foloseşte ca reductor de gaze naturale (600—700 m^3/t). Reducerea minereului bogat are loc în retorte simple, cu funcţionare discontinuă, iar buretele de fier obţinut este încărcat direct în cuptoare electrice (fig. 19).

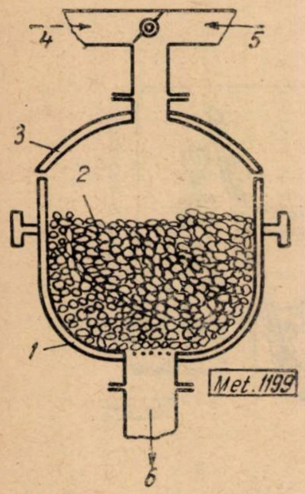


Fig. 19. Procedeul mexican.

Dintre celelalte procedee în curs de experimentare în instalaţii pilot de capacitate mare sînt de menţionat: procedeul Madaras, asemănător procedeului mexican; procedeul R.N. — asemănător procedeului Krupp Renn pentru lupe şi varianta acestui procedeu, pentru producerea buretelui de fier (K. R. Eisenschwamm) — folosind ca agent reductor combustibili solizi, experimentat cu rezultate favorabile în cazul unor minereuri mai sărace; procedeul H. Iron, în care reducerea minereurilor bogate se face prin fluidizare cu gaze naturale cracate (450—500 m^3/t), experimentat în cîteva instalaţii pilot de capacitate mare (150—200 t/zi). Deficienţa cea mai mare a acestuia — ca şi a majorităţii procedeelor de reducere în pat fluidizat — constă în caracterul pronunţat piroforic al buretelui de fier (care ridică probleme dificile de manipulare şi înmagazinare), tendinţa de aglomerare a particulelor minerale, care îngreunează menţinerea patului fluidizat şi dificultăţile de separare a produsului metalic, în cazul cînd minereurile nu sînt suficient de îmbogăţite; procedeul Finsider, asemănător procedeului Wiberg, de care se deosebeşte prin faptul că concentratele bogate şi peletizate sînt supuse unei reduceri prealabile pe o bandă de aglomerare şi apoi într-un cuptor cu cuvă, în care reducerea se efectuează cu un amestec de CO şi H_2, provenite fie din cracarea gazului metan sau a combustibililor lichizi, fie din gazeificarea cu oxigen a cărbunelui [29], [30], [31].

Dintre procedeele experimentale în U.R.S.S. sînt de menţionat cele efectuate de Institutul de petrol din Moscova, privind reducerea prin fluidizare cu gaze cracate şi cele privind reducerea peletelor şi brichetelor cu exces de carbon.

Făcînd un bilanţ al stadiului în care se găsesc diferitele procedee noi experimentale sau aplicate industrial, în vederea scurtcircuitării furnalului clasic cu cocs, se constată că:

— în majoritatea cazurilor investiţiile specifice ale acestor procedee sînt mai mari sau de acelaşi ordin de mărime cu al furnalelor clasice, datorită capacităţii şi productivităţii lor relativ mici, — care reclamă — în cazul cînd se urmăreşte obţinerea unei producţii mai importante de fontă (realizată şi în cazul furnalelor clasice într-un singur agregat) — construirea unui număr mare de agregate;

— cu puţine excepţii, consumul total de calorii este mai mare decît al furnalelor moderne, iar preţul de cost al metalului cuprins între limitele extreme, caracteristice furnalelor clasice, în funcţie de preţul de cost al combustibililor folosiţi, respectiv al energiei electrice;

— în sfîrşit, majoritatea procedeelor amintite reclamă minereuri bogate, care au un rol determinant în economicitatea procesului de reducere, cu excepţia procedeului Krupp Renn, care — reclamînd asigurarea unui anumit raport minim între zgură şi masa metalică —permite aplicarea lui în cazul minereurilor sărace şi silicioase, nepreparabile prin procedee de îmbogăţire mecanică.

*

Ţinînd seamă de cele de mai sus, rezultă că elaborarea fontei în furnalele clasice — deşi prezintă unele dezavantaje — constituie la ora actuală şi încă pentru o lungă perioadă de timp singurul procedeu economic care poate face faţă cerinţelor din ce în ce mai mari de fontă ale omenirii. Prin îmbunătăţirile constructive aduse furnalelor de mare capacitate şi prin intensificarea procesului de reducere şi topire (îmbogăţirea aerului cu oxigen, ridicarea presiunii la gura furnalului, şi a temperaturii aerului insuflat), prin folosirea unui cocs cu proprietăţi fizico-mecanice superioare şi înlocuirea lui parţială cu gaze naturale sau combustibili lichizi etc. şi în special prin extinderea folosirii de aglomerate sau pelete autofondante, plecînd de la minereuri îmbogăţite, indicii tehnico-economici ai furnalelor sînt susceptibili de a fi sensibil îmbunătăţiţi. În acest sens sînt de menţionat concluziile degajate din comunicările şi dezbaterile care au avut loc la Consfătuirea unională a furnaliştilor, ţinută în octombrie 1960 la Magnitogorsk, din care rezultă că, prin aplicarea acestor măsuri, în viitorul apropiat, va fi posibilă creşterea productivităţii furnalelor din U.R.S.S. pînă la 2 000—2 500 kg/m^3 în 24 ore şi scăderea consumului de cocs pînă la 350—400 kg/t fontă [1].

Linia principală pe care trebuie axate preocupările privitoare la valorificarea raţională a minereurilor noastre de fier, după cum rezultă din Directivele Congresului al III-lea al P.M.R., o constituie — pe lîngă sarcinile ce revin siderurgiştilor şi cocsarilor — îmbogăţirea şi aglomerarea minereurilor, a căror importanţă, în desfășurarea procesului de elaborare a fontei în furnale și dezvoltarea industriei noastre siderurgice, este primordială. După cum s-a arătat într-un articol anterior [5], prepararea și aglomerarea minereurilor de fier intervin cu o pondere mică în structura prețului de cost al fontei și al investițiilor generale, micșorează investițiile în sectorul carbonifer, cocsochimic și siderurgic, micșorează prețul de cost al fontei și contribuie la mărirea productivității muncii, lucru reflectat de curbele din figurile 20, 21, 22.

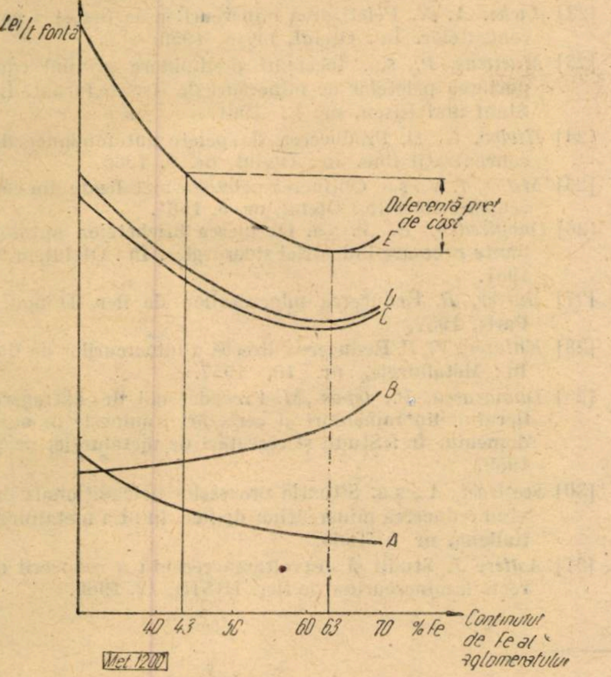


Fig. 20. Variația prețului de cost al fontei:

A – cheltuieli directe și generale la furnal; B – cheltuieli pentru minereul aglomerat; C – cheltuieli pentru aglomerat și calcar; D – cheltuieli pentru aglomerat, calcar și cocs; E – cheltuieli totale.

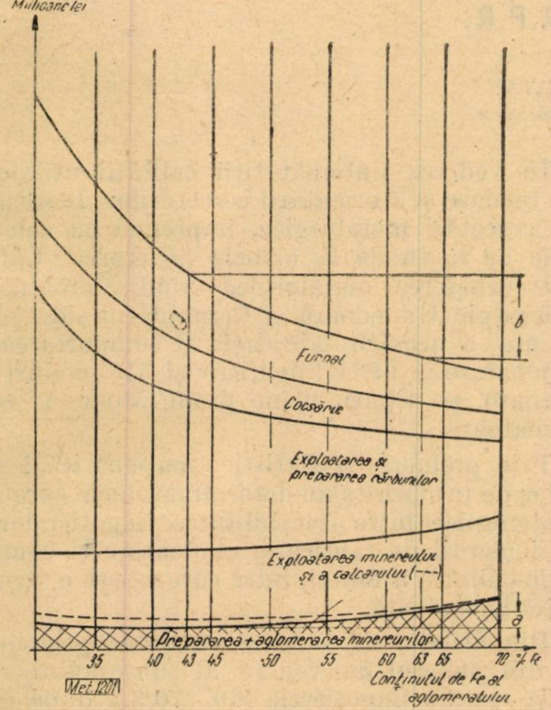


Fig. 21. Investițiile totale pentru materii prime și furnal:

a – aferența de investiții pentru prepararea și aglomerarea minereurilor; b – diferența totală de investiții pentru cazul îmbogățirii minereurilor de fier de la 43% Fe la 63% Fe.

Considerăm însă, totodată, necesar să fie continuate studiile întreprinse de Institutul de cercetări metalurgice și Centrul de cercetări metalurgice privind unele procedee de reducere directă a minereurilor, dintre care procedeul Krupp Renn, HYL ș.a. sînt susceptibile a găsi o aplicare industrială în cazul unor minereuri de fier din țara noastră.

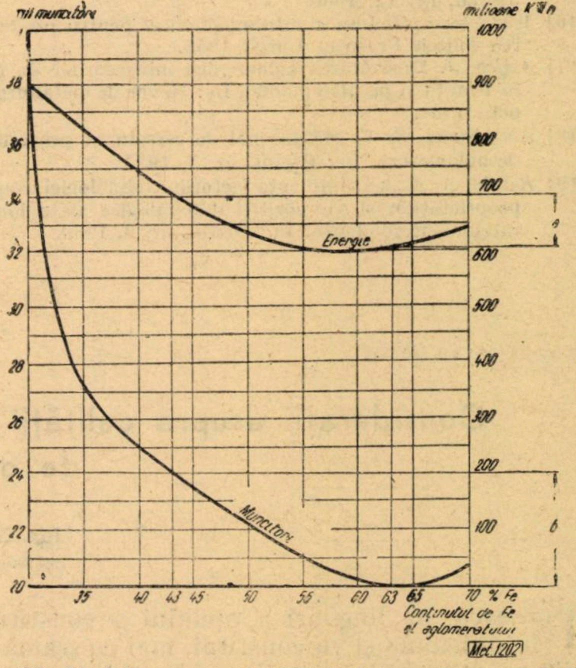


Fig. 22. Variația consumului total de energie și a efectivului de muncitori:

a – diferența de consum de energie; b – diferența de efectiv de muncitori în cazul îmbogățirii minereurilor de la 43% Fe la 63% Fe.

Bibliografie

[1] *Stănescu, D.* Realizări ale siderurgiei sovietice și dezvoltarea ei în perspectivă. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 1, 1962.

[2] *Vanci, A. G.* Procedee noi de prepararea și uscarea cărbunilor. București, I.D.T., 1957.

[3] *Agroskin, A.* Posibilități de lărgire a bazei cărbunilor cocsificabili. Moscova, 1961.

[4] *Bolgiu, O.* ș.a. Asupra unor proprietăți ale calcarelor în legătură cu utilizarea lor în siderurgie. În: Studii și cercetări metalurgice, nr. 4, 1959.

[5] *Vanci, A. G.* Cîteva aspecte tehnico-economice privind importanța preparării minereurilor de fier în procesul de elaborare a fontei. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 8, 1962.

[6] *Burghardt, O.* Stadiul actual și dezvoltarea viitoare a tehnicii preparării minereurilor sărace de fier. În: Stahl und Eisen, nr. 22, 1961.

[7] *Titkov, N. P.* Metoda rațională de prepararea minereurilor de fier. În: Gornîi Jurnal, nr. 7, 1960.

[8] *Winkler, M.* Prepararea modernă a minereurilor de fier. Stadiul actual și dezvoltarea ei în țară și străinătate. În: Bergbautechnik, nr. 7, 8, 9, 1956.

[9] *Vanci, A. G., Popa, I.* Problemele actuale privind valorificarea minereurilor sărace de fier. Bucureşti, I.D.T., 1956.

[10] *Plaxin, N. I.* Rezultatele generale ale cercetărilor şi problemele introducerii tehnicii moderne de prepararea minereurilor de fier. În : Analele romîno-sovietice, nr. 3, 1958.

[11] O.E.C.E. Minereurile sărace. Expozeu asupra metodelor de cercetare americane. Agenţia europeană de cooperaţie economică. Paris, 1960.

[12] *Karmazin, I. V.* ş.a. Experimentarea unui cuptor pentru prăjirea magnetizantă în pat fluidizat. În : Stal, nr. 4, 1960.

[13] *Aleinikov, A. N.*, ş.a. Flotarea oxizilor de fier cu acizi organici sintetici. În : Ugoli, nr. 11, 1960.

[14] *Javelle, P.* Stadiul actual al cercetărilor privind flotaţia minereurilor de fier din Lorena. IRSID, 134, 1959.

[15] *Jarho, A. N.*, ş.a. Prepararea minereurilor oxidate de fier cu obţinerea de concentraţie de fier metalic. În : Gornîi Jurnal, nr. 12, 1960.

[16] *Wendeborn, H.* Importanţa aglomerării pentru producerea fontei. Prospect Lurgi, 1958.

[17] *Astier, J.* Dezvoltarea aglomerării minereurilor de fier în Franţa şi pe plan modial. În : Revue de métallurgie, oct., 1961.

[18] *Abramovici, S. V.* Metode noi de cercetarea procesului de aglomerare. În : Oţelul, nr. 3, 1957.

[19] *Kissin, A. A.*, ş.a. Influenţa factorilor tehnologici asupra proprietăţilor şi compoziţiei mineralogice ale aglomeratelor autofondante. În : Oţelul, nr. 8, 1960.

[20] *Meyer, K.* Stadiul dezvoltării peletizării minereurilor de fier. În : Stahl und Eisen, nr. 3, 1962.

[21] *Astier, J.*, ş.a. Aglomerarea concentratelor obţinute prin îmbogăţire. În : Revue de métallurgie, oct. 1961.

[22] *Jacho, A. N.* Peletizarea minereurilor de fier şi a concentratelor. În : Oţelul, nr. 8, 1959.

[23] *Maertens, P.*, ş.a. Încercări preliminare privind comportarea peletelor de minereuri de fier în furnal. În : Stahl und Eisen, nr. 12, 1961.

[24] *Hivlov, G. D.* Producerea de pelete autofondante din concentraţii fine. În : Oţelul, nr. 9, 1960.

[25] *Miller, I. V.*, ş.a. Obţinerea peletelor metalizate din concentrate fine. În : Oţelul, nr. 5, 1961.

[26] *Onopirenko, P. V.* ş.a. Obţinerea brichetelor autofondante necesare industriei siderurgice. În : Oţelul, nr. 3, 1961.

[27] *Dürrer, R.* Reducerea minereurilor de fier. Dunod — Paris, 1957.

[28] *Kniazev, V. P.* Reducerea directă a minereurilor de fier. În : Métallurgie, nr. 10, 1957.

[29] *Dumitraşcu, P., Ispas ,M.* Procedee noi de extragerea fierului din minereuri şi cercetări romîneşti în acest domeniu. În : Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 3, 1959.

[30] *Scorteaci, A.*, ş.a. Situaţia proceselor netradiţionale privind reducerea minereurilor de fier. În : La metallurgia italiana, nr. 5, 1960.

[31] *Astier, J.* Studii şi dezvoltarea recentă a reducerii directe a minereurilor de fier. IRSID, 42, 1960.

CZ 669.18 : 621.746.393/.395

Considerații asupra calității utilajului pentru turnarea lingourilor de oțel în R.P.R.

Ing. NICOLAIE IATAN *
Institutul de cercetări metalurgice

Turnarea în lingouri a oțelului a constituit întotdeauna și va constitui, mai cu seamă în viitor, datorită creșterii producției de oțel, o problemă tehnică și economică dificilă, prin faptul că necesită un utilaj de turnare special. Acest utilaj este format din piese turnate din fontă, foarte solicitate, ca : lingotiere, maselotiere, pîlnii și poduri de turnare, care trebuie să suporte în condiții normale de lucru : temperaturi ridicate (pînă la circa 900°C), care variază cu grosimea și înălțimea peretelui lingotierei ; acțiunea erozivă a curentului de oțel lichid ; coroziunea oxidantă în prezența gazelor precum și eforturile mecanice, tensiuni, bruscări etc.

Comportarea în exploatare a utilajului de turnare se reflectă în consumurile specifice realizate în oțelării și ca atare în prețul de cost al oțelului.

În vederea îmbunătățirii calității utilajului de turnare și a orientării cercetărilor, Institutul de cercetări metalurgice, împreună cu colectivele de lucru de la uzinele ,,Victoria'' Călan, Întreprinderea metalurgică Aiud, Combinatul siderurgic Hunedoara și Combinatul siderurgic Reșița, a urmărit fabricația și comportarea în exploatare a 1 934 lingotiere și 513 poduri de turnare, pe tipuri, uzine producătoare și consumatoare.

Prin prelucrarea statistico-matematică a datelor de urmărire s-au determinat unele corelații matematice între durabilitatea lingotierelor și unii factori de fabricare, exploatare și compoziție chimică a fontei, între care există o strînsă interdependență.

Din utilajul de turnare ponderea principală — din punctul de vedere al consumului specific — o au lingotierele (60—70%), după care urmează podurile de turnare (25—32%), pîlniile (6—7%) și maselotierele (1,10—2,7%), ceea ce face să se acorde o atenție deosebită lingotierelor și podurilor.

Calitatea, atît a lingotierelor cît și a întregului utilaj de turnare, se apreciază prin durabilitate (număr de lingouri ce se pot turna într-o singură lingotieră pînă la scoaterea ei din folosință). O caracterizare mai completă a acestora este redată în consumul specific (kilogram-utilaj de turnare pe tona de oțel lingou), deoarece cuprinde pe lîngă factorii de fabricație și de exploatare și factorii constructivi, în special raportul dintre greutatea lingotierelor și aceea a lingoului.

---

* La această lucrare au mai contribuit ing. Landes V. și ing. Ilină I. de la Institutul de cercetări metalurgice ; ing. Ciocîrlie S. și Mitrofan A. de la uzina ,,Victoria'' Călan ; ing. Popa M. și Mihăilă Gh. de la Intreprinderea metalurgică Aiud ; ing. Popa Septimiu și Pasăre P. de la Combinatul siderurgic Hunedoara ; ing. Stenschi C. de la Combinatul siderurgic Reșița.

Scoaterea din funcțiune a lingotierelor este cauzată de următoarele defecte : crăpături de gradul I sau plesnituri care se concretizează prin crăparea lingotierei de-a lungul unei fețe sau al unei muchii, pe toată înălțimea ei, defect care apare de obicei la primele turnări, datorită distribuției neuniforme a temperaturii în pereții lingotierei la turnarea oțelului. Din cauza diferenței de dilatare din pereții lingotierei (partea interioară mai caldă și partea exterioară mai rece), se nasc în aceasta eforturi considerabile de tensiune ; crăpături de gradul II (fisuri fine pe fețele sau muchiile interioare ale lingotierei), care se propagă încet, lărgindu-se mereu, pînă străbat întreaga grosime a pereților, datorite tensiunilor alternante, care rezultă în pereții lingotierei la încălzirile și răcirile ei repetate ; crăpături de gradul III, denumite și „rețea de arsuri", care apar de obicei după 20—30 turnări și conduc la distrugerea suprafeței interioare a lingotierei. Rețeaua de arsuri apare ca urmare a oxidării profunde a suprafețelor de lucru prin arderea grafitului creîndu-se căi de acces pentru gazele oxidante din mediul înconjurător. Astfel se oxidează lent și fierul, ceea ce conduce la o modificare structurală a peretelui pe o anumită grosime ; proprietățile fizico-mecanice diferite de restul masei conduc la formarea de fisuri și chiar de exfolieri de material în timpul exploatării. Acest fenomen apare cu atît mai intens cu cît lingoul stă mai mult timp în lingotieră.

Alte defecte sînt ruperile și topiturile cauzate de bruscarea lingotierelor și conducerea necorespunzătoare a turnării oțelului.

Asupra calității lingotierelor o influență hotărîtoare o au factorii de construcție, fabricație și exploatare.

Proiectarea utilajului de turnare se face de către uzinele care îl folosesc, ținîndu-se seama de mărimea și calitatea lingoului necesar, precum și de practica uzinei respective ; tehnologia de turnare este însă stabilită de uzina care îl fabrică.

La noi în țară se utilizează frecvent circa 15 tipuri de lingotiere și circa cinci tipuri de poduri de turnare. Caracteristicile mai importante ale lingotierelor folosite sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristici :	Simbol	U/m	Tipul lingotierelor					
			direct conice		invers conice		ovale sau dreptunghiulare	
Uzina consumatoare :			CSH	CSR	CSH	CSR	CSH	CSR
Greutatea lingotierelor	G	kg	4 200—8 000	3 900—8 000	3 100—6 500	3 500—7 500	6 000	4 000—9 200
Greutatea lingoului	g	kg	3 400—7 000	2 200—6 000	2 200—7 000	2 100—6 400	7 000	2 100—4 500
	G/g	kg/kg	1,24—1,35	1,33—1,77	0,93—1,40	1,17—1,37	0,86	maximum 1,9—2,04
Înălțimea lingotierei	L	mm	2 000—2 375	2 150—2 375	1 415—1 900	1 730—1 840	1 750	1 700—2 300
Grosimea pereților la mijloc-sus	a_1	mm	110—120	100—130	90—130	100—165	125	160—180
Grosimea pereților la mijloc-jos	b_1	mm	130—180	130—180	130—180	110—165	135	170—180
Latura medie	D	mm	566,2—687,2	445,4—646,2	461,7—692,6	366,2—674,8	latura mică 2,29	1,47—1,65
Conicitatea		%	1,75—2,32	0,93—1,68	2,83—3,16	0,81—3,22	latura mare 2,86	1,77—1,96

Podurile de turnare au patru sau șase canale. Greutatea podurilor este de 11 000—11 280 kg, grosimea lor în zona canalelor variază de la 95 la 100 mm, iar în afara acestei zone de la 200 la 220 mm. Din tabela 1 reiese că raportul G/g (greutatea lingotierei/greutatea lingoului) are valori mai mari la Combinatul siderurgic Reșița decît la Combinatul siderurgic Hunedoara.

Pentru o lingotieră bine proiectată, durabilitatea depinde circa 60% de condițiile de fabricare și circa 40% de condițiile de exploatare.

În condițiile de fabricare sînt cuprinse compoziția chimică, structura metalografică a fontei, precum și modul de aplicare a proceselor tehnologice de formare-turnare. Crăpăturile sau arsurile se pot evita prin alegerea unei structuri metalografice corespunzătoare : feritice sau feritoperlitice, pentru evitarea crăpăturilor, și perlitice sau perlitoferitice, pentru întîrzierea apariției rețelelor de arsuri. Structura metalografică mai este determinată, în afară de compoziția chimică, și de viteza de răcire la solidificarea fontei, deci de construcția, forma și greutatea lingotierelor. Se recomandă un conținut de carbon mai mare de 3,5 %, pentru lingotierele mari și de 3,2—4 %, pentru lingotierele sub 3,0 t, limita maximă fiind 4 % în ambele cazuri. Tendința generală este de a coborî conținutul de siliciu la circa 1,2 %, cu condiția ca $\Sigma C\% + Si\%$ să fie 5–5,9%, pentru a preîntîmpina apariția nedorită a grafitului interdendritic.

În ceea ce privește conținutul de mangan, din practică, se desprind două tendințe: una care limitează conținutul de mangan la 0,8%, cu preferință pentru mangan scăzut (0,4–0,6%), și alta de utilizare a fontelor cu 1,0–1,2% Mn. Manganul stabilizează cementita din perlită contribuind astfel la întîrzierea apariției arsurilor, avînd totodată rolul de a anihila influența negativă a sulfului prin legarea lui ca MnS; un procent ridicat însă de mangan conferă fontei lingotierei tendința de a crăpa la primele turnări. Sulful și fosforul constituie micșorarea durabilității utilajului de turnare și ca atare sînt limitate la maximum 0,08% S și 0,15% P.

În practica modială nu se folosesc elemente de aliere decît foarte rar și cu totul izolat.

Alți factori determinanți care influențează durabilitatea agregatelor sînt: componența (fontă nouă, fontă veche, deșeuri de oțel) și proveniența fontei ce formează încărcătura agregatului de topire, cît și caracteristicile și funcționarea acestor agregate.

De asemenea, temperatura și viteza de turnare a fontei, cît și întrega tehnologie de formare a utilajului respectiv, de care depinde posibilitatea de a se obține o piesă bine turnată (fără sufluri, incluziuni, deplasări, retasuri etc.), influențează durabilitatea utilajului de turnare.

O răcire lentă și o dezbatere a pieselor din nisip după 48–72 ore preîntîmpină formarea eventualelor tensiuni interne, pentru a căror eliminare este necesară o detensionare naturală (menținere în depozit 3–6 luni) sau o recoacere.

Dintre factorii de exploatare care conduc la mărirea durabilității utilajului de turnare se pot enumera: încălzirea uniformă la 80–150°C a lingotierelor și a podurilor de turnare înainte de turnarea oțelului, revenirea ritmică a lingotierelor la returnare astfel ca temperatura, înainte de turnare, să nu fie mai mică de 80°C, o menținere cît mai scurtă a lingoului în lingotieră, o bună pregătire și montare, precum și o turnare atentă a oțelului.

Topirea fontei la cele două întreprinderi: uzinele „Victoria" Călan și Întreprinderea metalurgică Aiud, care sînt principalele producătoare de lingotiere, se face în cubilouri (900 și 1300 mm diametru) cu căptușeală acidă (ștampată cu nisip).

O urmărire mai îndeaproape a funcționării cubilourilor de la uzinele „Victoria" Călan a scos în evidență o continuare a arderii manganului și siliciului din fontă în antebazinul încălzit cu păcură, o dată cu o ușoară îmbogățire a fontei în gaze (O_2 și H_2).

Atît la uzinele „Victoria" Călan, cît și la Întreprinderea metalurgică Aiud, există variații mari în compoziția chimică a fontelor elaborate în cubilouri: siliciu (1,3–2,2%); fosfor (0,150–0,27%) și sulf (0,070–0,150%), din cauza materiilor prime folosite.

Pentru reducerea conținutului de sulf în fonte s-a efectuat — atît la Întreprinderea metalurgică Aiud, cît și la uzinele „Victoria" Călan — desulfurarea cu 0,8% sodă calcinată, realizîndu-se un grad de desulfurare de 30–60%.

Ambele uzine folosesc armarea lingotierelor și a podurilor de turnare cu oțel rotund (8–40 mm diametrul). Sistemul de armare este însă diferit, și anume la Întreprinderea metalurgică Aiud se execută o armare în rețea, care urmărește contururile lingotierei pe întreaga înălțime, iar la uzinele „Victoria" Călan se armează în special numai baza lingotierei. Lipsa unor instalații pentru decapare și condițiile de lucru din procesul tehnologic nu fac posibilă înlăturarea totală a oxizilor de pe suprafața armăturilor, ceea ce conduce la o sudură incompletă a armăturii cu materialul metalic de bază. Din această cauză apar frecvent sufluri în jurul armăturilor sau incluziuni nemetalice provenite din arderea zgurei în timpul umplerii formelor la turnare. Studiul metalografic al probelor din armătură în apropierea sudurii arată o zonă structurală de trecere de la fontă la oțel hipoeutectoid pe circa 0,6–1,3 mm; la limita exterioară a acestei zone, structura prezintă o rețea de cementită grosolană.

Din analiza rebuturilor rezultate la fabricarea lingotierelor pe anul 1961, la cele două turnătorii, au reieșit cauzele principale care au contribuit la producerea lor (tabela 2).

Tabela 2

Cauzele principale de rebut pentru lingotiere

Cauza rebutului	% din rebutul total	
	Uzina „Victoria" Călan	Întreprinderea metalurgică Aiud
Cruste	30,8	9,25
Sudură la rece	15,4	—
Incluziuni de zgură	12,8	3,07
Sufluri	11,5	9,24
Crăpături	3,8	15,40
Retasuri	10,3	23,10
Incluziuni	—	15,32

Procentul cel mai mare de retasuri s-a realizat la Întreprinderea metalurgică Aiud la lingotierele IC, de 2,2 t, iar la uzinele „Victoria" Călan, la lingotierele pentru tablă de 36 × 72 și IC, 6,4 t, datorită unui maselotaj necorespunzător.

Suflurile ca și crustele se datoresc uscării incomplete a formelor de turnare, iar sudurile la rece provin din cauza vitezei mici de turnare.

Un procent însemnat din rebut îl reprezintă incluziunile de zgură, la uzinele „Victoria" Călan, ca urmare a funcționării defectuoase a cubilourilor și a căldărilor de turnare necorespunzătoare, iar la Întreprinderea metalurgică Aiud, ca urmare a utilizării de amestecuri de formare de calitate inferioară.

În figura 1, *a* și 1, *b* se prezintă porțiuni ale secțiunii longitudinale prin lingotiera IC 7 t — ON 65 nr. 393, fabricată la uzinele „Victoria" Călan, pentru a pune în evidență unele defecte de turnare și localizarea lor.

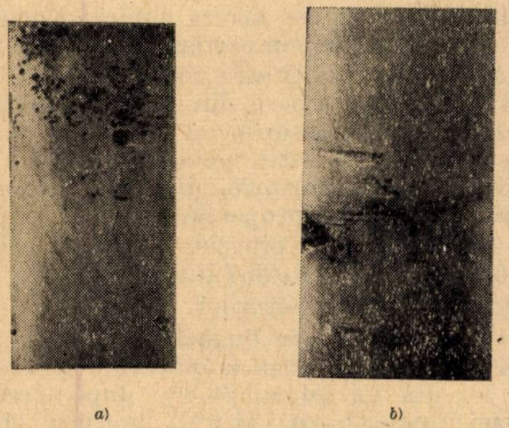


Fig. 1. Secțiune longitudinală prin lingotiera UVC I C 7 t — ON 65 nr. 393 :
a) partea de sus a lingotierei ; *b*) mijlocul lingotierei.

În general, deficiențele de calitate se datoresc în mare parte nerespectării proceselor tehnologice. Ca dovadă se menționează faptul că în a doua jumătate a anului 1961, cînd s-a pus un accent deosebit pe respectarea disciplinei tehnologice, s-a constatat o îmbunătățire sensibilă a calității pieselor turnate, la ambele turnătorii.

Situația consumului de utilaj de turnare la Combinatul siderurgic Hunedoara și la Combinatul siderurgic Reșița este redată în tabela 3.

Tabela 3

Consumuri specifice (kg/t) de utilaj pentru turnarea oțelului la Combinatul siderurgic Reșița și la Combinatul siderurgic Hunedoara

Utilaj de turnare	Uzina consumatoare	1959				1960				1961 I–X			
		Oțelăria Siemens Martin		Consum pe uzină		Oțelăria Siemens Martin		Consum pe uzină		Oțelăria Siemens Martin		Consum pe uzină	
		I	II	kg/t	%	I	II	kg/t	%	I	II	kg/t	%
Lingotiere	CSR			20,10	71,80			13,36	63,30			18,39	73,00
	CSH	18,01	20,36	19,43	65,66	17,69	14,09	15,36	60,76	16,64	14,85	15,09	59,86
Maselotiere	CSR			—	—			—					
	CSH	0,99	0,69	0,81	2,73	0,46	0,60	0,559	2,212	0,26	0,30	0,29	1,15
Poduri	CSR			3,80	13,60			4,69	22,20			4,12	16,40
	CSH	6,31	8,06	7,37	24,86	6,97	7,41	7,27	28,74	6,38	8,98	8,15	32,33
Pîlnii *)	CSR			4,10	14,60			3,06	14,50			2,68	10,60
	CSH	1,78	2,83	1,99	6,76	3,26	1,52	2,12	8,38	0,17	1,70	1,679	6,66
	CSR			28,0	100			21,11	100			25,19	100
TOTAL	CSH	27,08	31,93	29,65	100	28,38	23,62	25,27	100	23,50	25,83	25,21	100

*) Pentru Combinatul siderurgic Reșița cifra cuprinde total accesorii (pîlnii, maselotiere etc.).

Din analiza acestei tabele rezultă următoarele :

— La Combinatul siderurgic Hunedoara — o scădere a consumului de utilaj în ultimii trei ani (de la 29,65 kg/t în anul 1959 la 25,21 kg/t în anul 1961), un consum mai redus de lingotiere în anul 1961 (15,9 kg/t), cifră comparabilă cu consumurile înregistrate în alte țări ; o scădere apreciabilă a consumului de lingotiere în ultimii trei ani (de la 19,43 kg/t în 1959 la 15,09 kg/t în 1961) și un consum foarte mare de poduri (8,15 kg/t) în comparație cu cel de la Combinatul siderurgic Reșița (circa 4,12 kg/t) și cu cel din alte țări (3,5—4 kg/t). Se constată că la Combinatul siderurgic Hunedoara consumul de poduri reprezintă 32,33 % din consumul total.

— La Combinatul siderurgic Reșița — consumul de lingotiere a scăzut de la 20,1 kg/t în anul 1959 la 13,36 kg/t în 1960, ca apoi să crească în 1961 (tr. I—III) la 18,39 kg/t. În anii 1960 și 1961 rezultatele sînt comparabile cu cele obținute în alte țări ; consumul de poduri de turnare (4,12 kg/t), precum și de alte accesorii ca : pîlnii, maselotiere etc. (2,68 kg/t) a scăzut în anul 1961. Consumul specific total al întregului utilaj de turnare, realizat în 1961 (tr. I—III), este cu circa 3 kg/t mai mic decît cel din 1959.

Aceste rezultate se datoresc în primul rînd interesului depus pentru îmbunătățirea calității lingotierelor, atît din partea celor care le fabrică, cît și a celor care le utilizează, precum și utilării turnătoriilor și oțelăriilor cu utilaje de producție perfecționate (turnătoria nouă de la Călan, striperul de la Combinatul siderurgic Hunedoara și cel de la Combinatul siderurgic Reșița etc.).

Din totalul de utilaj de turnare consumat în trimestrul I—III/1961, la Combinatul siderurgic Hunedoara, 40,66 % îl reprezintă lingotierele direct conice ; 25,72 %, lingotierele invers conice și 33,62 %, podurile de turnare.

Pe tipuri, la principalele utilaje, ponderea revine după cum urmează : 25,93 % poduri cu patru canale ; 22,05% lingotiere direct conice DC 7 t ; 15,04 % lingotiere invers conice IC 6 t ;

12,12 % lingotiere direct conice DC 3,4 t ; 9,45 % lingotiere invers conice IC 3,2 t şi 7,68 % poduri cu şase canale.

Situaţia la Combinatul siderurgic Reşiţa, în perioada ianuarie—august 1961, se prezintă astfel : 51,61 % din utilajul consumat îl reprezintă lingotierele invers conice ; 25,29 %, lingotierele pentru table şi 23,10 %, lingotierele direct conice cu secţiune pătrată.

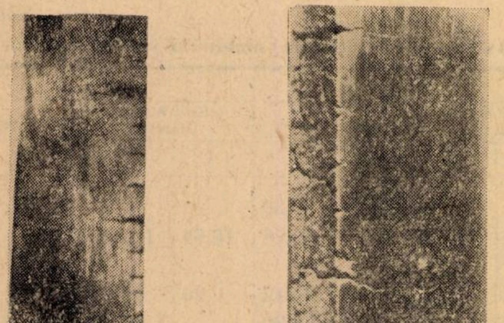
Pe tipuri de utilaje ponderea principală în consumul specific o au : lingotierele IC 6,4 t UVC — 49,40 kg/t ; lingotierele pentru tablă 46×96 UVC—29,78 kg/t ; lingotierele IC 6 t IMA — 23,14 kg/t.

O analiză a scoaterii din uz a lingotierelor de la Combinatu siderurgic Hunedoara şi Combinatul siderurgic Reşiţa a arătat următoarele :

La Combinatul siderurgic Hunedoara — majoritatea lingotierelor DC 7 t, fabricate la uzinele ,,Victoria'' Călan (45 %), Întreprinderea metalurgică Aiud (66,8 %) şi Combinatul siderurgic Hunedoara (95,8 %), ies din uz, din cauza crăpăturilor, după o durabilitate medie de 68,7—83,6 turnări.

Se remarcă o comportare mai bună (durabilitatea medie 95 turnări) a lingotierelor fabricate la Întreprinderea metalurgică Aiud, care au fost scoase din uz datorită reţelelor de arsuri în proporţie de 30,8 %.

Un defect important care a apărut la lingotierele uzinelor ,,Victoria'' Călan l-au constituit crăpăturile transversale. Din totalul de 238 lingotiere, 23,4 % au prezentat acest defect, care a provocat scoaterea din uz a lingotierelor la o durabilitate medie de 65 de turnări. Comportarea mai slabă a lingotierelor uzinelor ,,Victoria'' Călan, de acest tip, este concretizată prin consumul specific mai ridicat (17,08 kg/t) faţă de cel realizat la lingotierele Întreprinderii metalurgice Aiud (14,90 kg/t) şi ale Combinatului siderurgic Hunedoara (14,48 kg/t).



a) b)

Fig. 2. Secţiune longitudinală prin lingotiera DC 7 t — ON 65 nr. 62 :

a) variaţia adîncimii reţelei de arsuri pe înălţimea lingotierei ;
b) detalierea unei porţiuni cu defecte de turnare.

Lingotierele DC 3,4 t (345 bucăţi) au avut o durabilitate bună ; 60,3% ies din uz, în primul rînd, prin crăpături şi arsuri după un număr mediu de 110 turnări, în al doilea rînd, datorită crăpăturilor longitudinale (36,5 %), care au loc după circa 79 turnări.

Dintre lingotierele invers conice, lingotiera IC 3,4 t prezintă comportări diferite de la o uzină la alta. Majoritatea lingotierelor UGDA (71,4 %) au fost scoase din uz după circa 54 turnări, datorită arsurilor şi crăpăturilor. Lingotierele întreprinderii metalurgice Aiud sînt eliminate din exploatare, din cauza arsurilor şi crăpăturilor, în proporţie de 55,14 % după 43—46 turnări. Un procent destul de ridicat, 42,60 % din totalul de 357 lingotiere, a fost scos datorită numai crăpăturilor.

În ceea ce priveşte lingotierele uzinei ,,Victoria'' Călan din cauza crăpăturilor şi a arsurilor ies din uz numai 36,8 % după circa 38 turnări ; majoritatea (44,8 %) prezintă crăpături în medie după 29 turnări.

Din numărul de 344 lingotiere invers conice IC 6 t, fabricate la Întreprinderea metalurgică Aiud, numai 18,8 % au prezentat defectul de crăpare după circa 34 turnări. Majoritatea lor au fost scoase din cauza arsurilor (71,3 %) care le-au făcut inutilizabile în medie după un număr de 48 de turnări.

Numărul încă insuficient de turnări, reflectat în consumul specific de 27,50 kg/t, arată o sensibilitate a acestor lingotiere faţă de apariţia arsurilor.

La Combinatul siderurgic Reşiţa, comportarea lingotierelor la lingourile pentru tablă este diferită, deşi sînt fabricate la aceeaşi uzină. Astfel, din 140 de bucăţi, lingotiera DC 36 × 72 a ieşit din uz datorită arsurilor şi crăpăturilor (42,1 % consum specific total 14,42 kg/t) ; lingotierele DC 41 × 91 au prezentat 65,5 % crăpături transversale (consum specific total 17,26 kg/t). Altfel s-a comportat lingotiera 46 × 96 la care apar crăpături longitudinale pe latura mică, fapt care a ridicat consumul specific pe formatul respectiv la 29,78 kg/t.

O comportare bună o au lingotierele IC şină T 49 şi IC bandaj, fabricate la uzinele ,,Victoria'' Călan care ies din uz datorită arsurilor şi crăpăturilor (respectiv 72,6 % şi 66 %).

O comportare foarte bună au avut-o lingotierele IC 6 t şi DC 6 t importate din Republica Populară Ungară. Cauzele scoaterii din uz au fost arsurile (pentru 91,7 %, respectiv 86,3 %). Consumurile specifice relizate au fost de 11,50 kg/t pentru IC 6 t şi de 14,80 kg/t pentru DC 6 t.

Lingotiera IC 6 t IMA este scoasă din uz datorită crăpăturilor şi arsurilor în proporţie de 52,5 % ; totuşi o pondere mare o prezintă şi crăpăturile longitudinale, 42 %.

Lingotierele DC 6 t IMA ies din uz în proporţie de 64,2 % din cauza crăpăturilor şi numai 27,6 % din cauza arsurilor şi crăpăturilor.

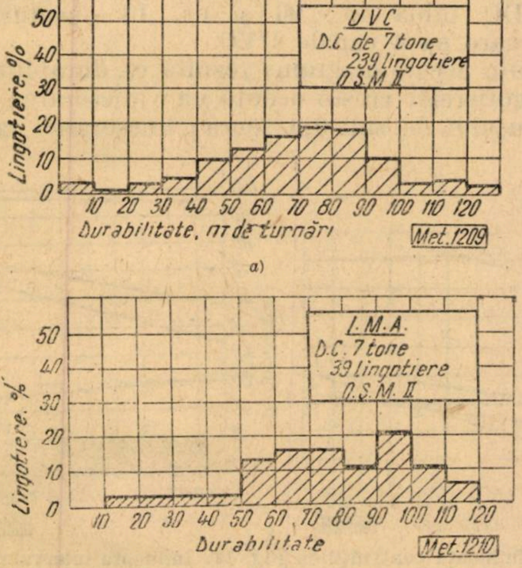
La lingotiera fără fund IC 6,4 t UVC pentru șină, defectul de crăpare este preponderent (36,1 %). Arsurile apar în proporție de 31,4 % iar crăpăturile și arsurile în proporție de 31,2 %.

Fig. 3. Arsuri și dislocări pe suprafața interioară a lingotierei.

Scoaterea din uz a acestei lingotiere își are cauza principală în defectele de turnare. În figurile 2 și 3 se arată unele defecte de turnare întîlnite la lingotiere.

În general, se remarcă neuniformitatea calității lingotierelor, chiar de același tip, produse la Întreprinderea metalurgică Aiud și uzinele „Victoria" Călan, deși au fost utilizate în aceleași condiții, în cadrul aceleiași oțelării.

Astfel, în figurile 4 și 5 se arată în procente răspîndirea, în funcție de durabilitate (numărul de turnări), a lingotierelor DC 7 t exploatate la Combinatul siderurgic Hunedoara — OSM II, scoțîndu-se astfel în evidență comportarea lor neuniformă.



a)

b)

Fig. 4. Repartizarea procentuală a lingotierelor în funcție de durabilitate (număr de turnări).

Același studiu comparativ s-a efectuat asupra comportării podurilor de turnare cu patru și șase canale, fabricate de Întreprinderea metalurgică Aiud și de uzinele „Victoria" Călan.

Dinamica durabilității medii (fig. 5 și 6), în perioada studiată, indică o comportare mai slabă a podurilor de turnare de la uzinele „Victoria" Călan.

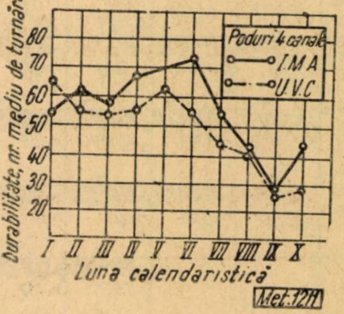


Fig. 5. Dinamica durabilității medii a podurilor de turnare cu patru canale în intervalul ianuarie-octombrie 1961, utilizate la Combinatul siderurgic Hunedoara (OSM II).

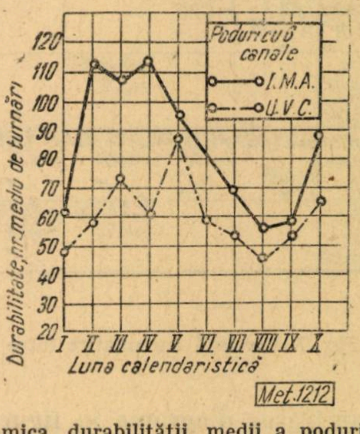
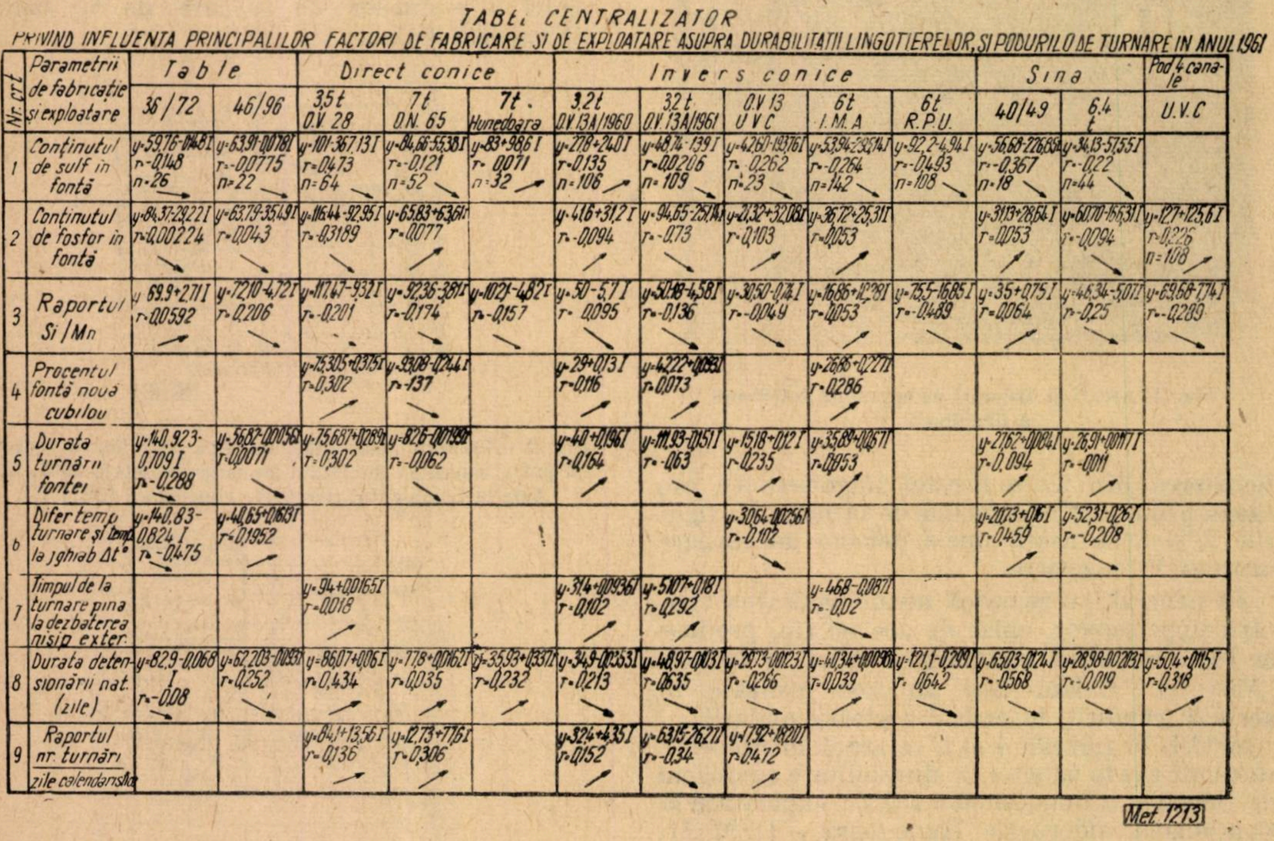


Fig. 6. Dinamica durabilității medii a podurilor de turnare cu șase canale, în intervalul ianuarie-octombrie 1961, utilizate la Combinatul siderurgic Hunedoara (OSM I).

În ceea ce privește exploatarea lingotierelor, din cauza prelungirii ciclului de revenire a lor în oțelărie, uneori turnarea oțelului se face pe poduri și în lingotiere reci. De asemenea, durata de menținere prea mare a lingoului în lingotieră (1 h 20′—2 h 10′ la Combinatul siderurgic Hunedoara — OSM II, pentru oțel necalmat, iar pentru oțel calmat, după 3 — 4 h 40′, uneori 8 — 11 h) contribuie la apariția înainte de vreme a rețelelor de arsuri.

Pentru a găsi interdependența factorilor care influențează durabilitatea lingotierelor și a podurilor de turnare, în vederea stabilirii unei corelații matematice între aceștia și durabilitate, s-au prelucrat, statistico-matematic, datele rezultate din urmărirea a 746 lingotiere și 108 poduri de turnare.

Corelațiile sînt prezentate în figura 7, fiind concretizate prin ecuații liniare de regresie de tipul : $Y = a + bx$ și de coeficientul de corelație r. În calcul s-a stabilit metoda celor mai mici pătrate. Pentru a scoate în evidență felul cum diferiți factori de fabricație și exploatare acționează sau influențează asupra durabilității lingotierelor, pe baza corelațiilor stabilite, s-au trasat diagrame în figurile 8, 9, 10, 11 și 12, în care s-au luat în considerare rezultatele cele mai concludente.


TABEL CENTRALIZATOR
PRIVIND INFLUENTA PRINCIPALILOR FACTORI DE FABRICARE SI DE EXPLOATARE ASUPRA DURABILITATII LINGOTIERELOR, SI PODURILO DE TURNARE IN ANUL 1961

Nr. crt.	Parametrii de fabricație și exploatare	Table		Direct conice			Invers conice					Sina		Pod 4 canale
		36/72	46/96	3,5t O.V 28	7t O.N. 65	7t. Hunedoara	3,2t O.V 13A/1960	3,2t O.V 13A/1961	O.V 13 U.V.C	6t I.M.A	6t R.P.U.	40/49	6,4 t	U.V.C
1	Conținutul de sulf în fontă	y=59,76-0,48 I r=-0,148 n=26 ↘	y=63,91-0,078 I r=-0,0775 n=22 ↘	y=101-367,13 I r=0,473 n=64 ↘	y=84,66-55,38 I r=-0,121 n=52 ↘	y=83+98,6 I r=0,071 n=32 ↗	y=27,8+24,0 I r=0,135 n=106 ↗	y=48,74-139 I r=0,0206 n=109 ↘	y=42,60-193,76 I r=0,262 n=23 ↘	y=53,94-295,14 I r=-0,264 n=142 ↘	y=92,2-4,94 I r=-0,493 n=108 ↘	y=56,68-226,85 I r=-0,367 n=18 ↘	y=34,13-57,55 I r=-0,22 n=44 ↘	
2	Conținutul de fosfor în fontă	y=84,37-29,22 I r=0,00224 ↘	y=63,79-35,49 I r=0,043 ↘	y=116,44-92,95 I r=-0,3189 ↘	y=65,83+63,61 I r=0,077 ↗		y=41,6+31,2 I r=-0,094 ↗	y=94,65-257,14 I r=-0,73 ↘	y=21,32+32,08 I r=0,103 ↗	y=36,72+25,31 I r=0,053 ↗		y=31,13+28,64 I r=0,053 ↗	y=60,70-156,31 I r=-0,094 ↘	y=12,7+125,6 I r=0,226 n=108 ↗
3	Raportul Si/Mn	y=69,9+2,71 I r=0,0592 ↗	y=72,10-4,72 I r=0,206 ↘	y=117,47-9,32 I r=-0,201	y=92,36-3,81 I r=-0,174 ↘	y=102,1-4,82 I r=-0,157 ↘	y=50-5,7 I r=0,095 ↘	y=50,18-4,58 I r=-0,136 ↘	y=30,50-0,74 I r=-0,049 ↘	y=16,86+12,38 I r=0,053 ↗	y=75,5-16,85 I r=-0,489 ↘	y=35+0,75 I r=0,064 ↗	y=46,34-5,07 I r=-0,25 ↘	y=69,68-7,74 I r=-0,289 ↘
4	Procentul fontă nouă cubilou			y=75,305+0,375 I r=0,302 ↗	y=93,08-0,244 I r=-137 ↘		y=29+0,13 I r=0,116 ↗	y=42,22+0,093 I r=0,073 ↗		y=26,86+0,227 I r=0,286 ↗				
5	Durata turnării fontei	y=140,923-0,709 I r=-0,288 ↘	y=56,82-0,0056 I r=0,0071 ↘	y=75,687+0,289 I r=0,302	y=82,6-0,0199 I r=-0,062 ↘		y=40+0,196 I r=0,164 ↗	y=111,93-0,151 I r=-0,63 ↘	y=15,18+0,12 I r=0,235 ↗	y=35,89+0,067 I r=0,853 ↗		y=27,62+0,084 I r=0,094 ↗	y=26,91+0,0117 I r=-0,011 ↗	
6	Difer temp. turnare și temp. la jghiab Δt°	y=140,83-0,824 I r=-0,475 ↘	y=40,65+0,1613 I r=0,1952 ↗						y=30,64-0,0256 I r=-0,102 ↘			y=20,73+0,16 I r=0,459 ↗	y=52,31-0,26 I r=-0,208 ↘	
7	Timpul de la turnare pînă la dezbaterea nisip exter.			y=94+0,0165 I r=0,018 ↗			y=31,4+0,0936 I r=0,102 ↗	y=51,07+0,18 I r=0,292 ↗		y=46,8-0,087 I r=-0,02 ↘				
8	Durata detensionării nat. (zile)	y=82,9-0,068 I r=-0,08 ↘	y=62,203-0,093 I r=0,252 ↘	y=86,07+0,06 I r=0,434 ↗	y=77,8+0,0162 I r=0,035 ↗	y=35,93+0,337 I r=0,232 ↗	y=34,9-0,0353 I r=0,213 ↘	y=48,97-0,03 I r=0,635 ↘	y=29,73-0,0123 I r=-0,266 ↘	y=40,34+0,0096 I r=0,039 ↗	y=121,1-0,299 I r=0,642 ↘	y=65,03-0,124 I r=-0,568 ↘	y=28,98-0,0283 I r=-0,019 ↘	y=50,4+0,115 I r=0,318 ↗
9	Raportul nr. turnări / zile calendaristice			y=84,1+13,56 I r=0,136 ↗	y=12,73+77,6 I r=0,306 ↗		y=32,4+4,35 I r=0,152 ↗	y=63,15-26,27 I r=-0,34 ↘	y=17,92+18,20 I r=0,472 ↗					

Met. 1213

Fig. 7. Corelații matematice între durabilitatea utilajului de turnare și unii factori care o influențează.

Fiecare linie de regresie reprezintă corelația pentru utilajele de turnare urmărite și notate în felul următor: nr. 1 — DC 3,4 t OV 28 IMA; nr. 2 — DC 7 t CSH; nr. 3 — IC 3,2 t OV 13 A UVC; nr. 4 — IC 6 t IMA; nr. 5 — IC 3,2 t OV 13A/1961 IMA; nr. 6 — IC 6 t R.P.U.; nr. 7 — IC 6,4 t șină UVC; nr. 8 — DC 7 t ON 65 UVC; nr. 9 — IC 3,2 t OV 13 A/1960 IMA; nr. 10 — IC t 49 șină; nr. 11 — DC 36 × 72; nr. 12 — DC tablă 46 × 96 și nr. 13 — poduri de turnare cu 4 canale UVC.

Din aceste diagrame rezultă că durabilitatea lingotierelor crește o dată cu: micșorarea conținutului de sulf din fontă; micșorarea rapor-

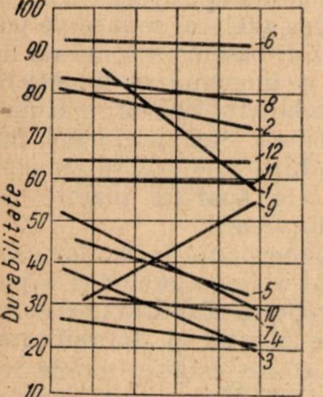


Fig. 8. Influența conținutului de sulf asupra durabilității lingotierelor.

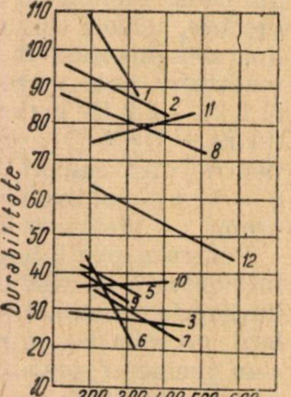


Fig. 9. Influența raportului Si/Mn asupra durabilității lingotierelor.

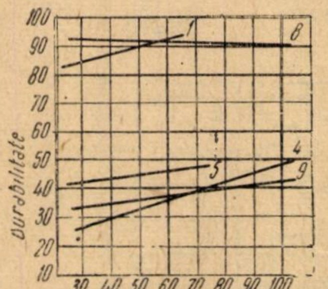


Fig. 10. Influența cantității de fontă nouă din încărcătura cubiloului asupra durabilității lingotierelor.

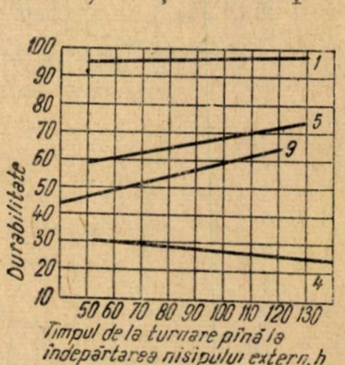


Fig. 11. Influența intervalului de timp de la turnarea lingotierei pînă la îndepărtarea nisipului exterior asupra durabilității lingotierelor.

tului Si/Mn; mărirea cantităţii de fontă nouă în încărcătura cubiloului, optimum fiind 50—60%; mărirea duratei de răcire lentă a lingotierelor în turnătorie; utilizarea lingotierelor în oţelărie astfel ca prin revenirea lor mai des în ciclul de turnare a oţelului să se obţină parametrii optimi de temperaturi şi de menţinere a lingoului în lingotieră.

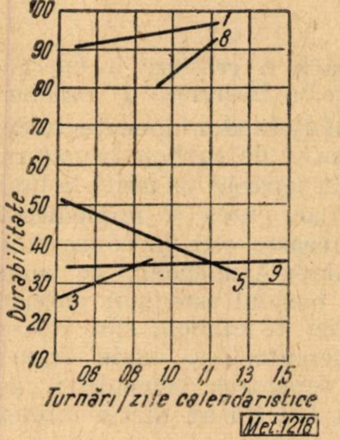


Fig. 12. Influenţa ritmului de utilizare a lingotierelor asupra durabilităţii.

Ceilalţi factori studiaţi şi indicaţi în figura 7 nu au condus la stabilirea unor corelaţii concludente şi este necesar ca influenţa lor să fie verificată în viitor.

Concluzii. Lucrarea tratează unele aspecte ale fabricării şi exploatării utilajului pentru turnarea oţelului, accentuîndu-se în special asupra calităţii şi factorilor care influenţează durabilitatea. Din datele analizate se desprind următoarele concluzii:

1. Se constată în ultimii ani o scădere a consumului specific de utilaj de turnare (consumul specific pentru lingotiere la Combinatul siderurgic Hunedoara = 15,09 kg/t şi la Combinatul siderurgic Reşiţa = 18,30 kg/t).

2. Se realizează un consum ridicat de poduri de turnare la Combinatul siderurgic Hunedoara (8,15 kg/t), faţă de Combinatul siderurgic Reşiţa (4,12 kg/t).

3. Cu toate îmbunătăţirile aduse fabricaţiei, totuşi, atît la uzinele „Victoria" Călan, cît şi la Întreprinderea metalurgică Aiud, lingotierele şi podurile de turnare prezintă frecvente defecte de turnare, pentru a căror înlăturare este necesară întărirea disciplinei tehnologice, precum şi dotarea turnătoriilor cu utilaj necesar.

4. Pentru a realiza o durabilitate mare lingotierelor este necesară îmbunătăţirea aprovizionării cu materii prime de calitate a turnătoriilor de la uzinele „Victoria" Călan şi Întreprinderea metalurgică Aiud astfel încît să fie posibilă obţinerea unei compoziţii chimice indicate, a unui conţinut scăzut de sulf, a unui raport scăzut de Si/Mn.

5. Durabilitatea utilajului de turnare creşte o dată cu durata de menţinere a pieselor în formă (răcire lentă), precum şi cu detensionarea naturală a lor.

6. Mărirea numărului de turnări pe zi are o influenţă favorabilă asupra creşterii durabilităţii. Numărul de turnări este limitat de ciclul normal de încălzire şi răcire a lingotierelor (în medie două turnări pe zi).

7. Se constată, în general, o comportare neuniformă chiar în cadrul aceluiaşi tip de lingotieră şi ca atare variaţii mari în durabilităţile lor medii.

Deoarece creşterea continuă a producţiei de oţel necesită utilaje de turnare ca lingotiere şi poduri în cantităţi din ce în ce mai mari îmbunătăţirea calităţii acestor utilaje şi ca urmare reducerea consumului specific trebuie să constituie o sarcină permanentă.

Bibliografie

[1] *Trisevski, L. I., Panici I. B., Nikolaenko, A. N.* Lingourile şi lingotierele. Kiev, Editura de stat pentru literatura tehnică din U.R.S.S., 1959.

[2] *Brainin, I. E.* Influenţa componenţei încărcăturii şi a compoziţiei chimice a fontei asupra durabilităţii lingotierelor. În: Stal, nr. 12, 1956.

[3] *Tövissi, L.* şi *Rancu, N.* Elemente de teorie a corelaţiei. În: Statistica, nr. 5—6, 1960.

[4] *Veinik, J. A.* Schimbul de căldură între lingou şi lingotieră. Moscova, Metallurghizdat, 1959.

[5] *Klega, V.* Metode de interpretare a datelor obţinute experimental. I.D.T., 1958.

[6] Anchetă asupra lingotierelor pentru oţelăria Thomas. Publicaţie IRSID, Seria A, nr. 74, septembrie 1954.

[7] *Duflot, J.* Anchetă asupra lingotierelor semiplate mai mari de 3 t. În: Fonderie, nr. 153, 1958.

CZ 669.15'781-194

Oțel 40C10 microaliat cu bor

Ing. DANTE COSMA, ing. ARDAȘ KUNDACGIAN, ing. FLORIN PANAITESCU,
CONSTANTIN MATEI și ing. VALERIA NEDELCOVICI
Institutul de cercetări metalurgice

Microalierea cu bor a oțelurilor de construcție are drept scop mărirea călibilității acestora, ceea ce a determinat, ținînd seama de concepția de înlocuire a oțelurilor pe baza reproductibilității călibilității, utilizarea borului în domeniul oțelurilor de înlocuire.

Mărirea călibilității unui oțel are drept urmare îmbunătățirea caracteristicilor mecanice, mai ales în cazul utilizării lui pentru confecționarea pieselor cu secțiuni mari. Microalierea cu bor este deci avantajoasă nu numai sub aspectul înlocuirii unor oțeluri aliate cu elemente scumpe, ci și în cazul în care este necesară îmbunătățirea calității unui oțel uzual cu călibilitate mică. Aceste considerente au determinat cercetarea influenței adaosului de bor asupra oțelului 40 C10, folosit la confecționarea pieselor cu secțiuni mari, la care este necesară o îmbunătățire a călibilității lui.

Cinetica creșterii călibilității, datorită adaosurilor foarte mici de bor, nu este deocamdată precizată [1], în această privință neexistînd o unitate de vederi. Astfel, unii autori [2] au stabilit că borul încetinește formarea feritei și a bainitei, datorită vîrfurilor de energie create de prezența atomilor de bor. Alți cercetători [3], [4] au ajuns la concluzia că, în oțelurile hipoeutectoide, borul mărește călibilitatea, datorită frînării germinației și, ca urmare, micșorării vitezei de formare a grăunților de ferită și bainită. După o altă interpretare [5], atomii de bor favorizează producerea anumitor dislocații la limitele grăunților, formîndu-se astfel o atmosferă Cottrell, dislocații care au un rol important la germinația feritei.

Influența borului asupra călibilității scade o dată cu creșterea conținutului de carbon, conform formulei Rahrer-Armstrong [6]:

$$F_B = 1 + 1{,}5\,(0{,}9 - \%\,C),$$

în care F_B este factorul de multiplicare al călibilității datorită borului. Se observă că la un conținut de 0,9% carbon influența borului devine nulă, factorul de multiplicare fiind egal cu unitatea.

Borul se plasează cu precădere în locurile cu defecte ale rețelei, deci la limitele grăunților [7], unde provoacă anumite perturbații care se pot exprima cifric prin modificările aduse valorilor energiei libere. Deoarece în rețeaua fierului γ borul ocupă o poziție interstițială, iar în aceea a fierului α un nod reticular, rezultă că la transformarea $\gamma \rightarrow \alpha$ apare o creștere a volumului, deci o mărire a tensiunilor, ceea ce provoacă o creștere a energiei libere, și, ca urmare, o întîrziere a transformării.

In cazul oțelurilor hipoeutectoide, pentru conținuturi mici de carbon transformarea $\gamma \rightarrow \alpha$ începe prin separări de ferită la limitele grăunților, care ar putea fi împiedicată de atomii de bor. Aceasta este în concordanță și cu formula Rahrer-Armstrong, de unde rezultă că influența borului este mai puternică la conținuturi mici de carbon, spre deosebire de oțelurile hipereutectice, unde transformarea începe cu separarea cementitei, asupra căreia atomii de bor nu au nici o influență.

În privința influenței adaosurilor de bor asupra tendinței de creștere a grăuntelui, datele din literatura de specialitate diferă de la un autor la altul. În unele lucrări [8] se susține că nu s-a observat nici o influență, în timp ce în altele [9] se menționează că la oțelurile cu bor creșterea grăuntelui începe la temperaturi mai joase decît la cele fără bor. În această privință trebuie să se țină seama și de faptul că la oțelurile cu bor dezoxidarea și denitrurarea suplimentară cu ferotitan și aluminiu atenuează, într-o oarecare măsură, creșterea grăuntelui cauzată de microalierea cu bor [10]. Astfel, la șarjele experimentale elaborate la Institutul de cercetări metalurgice și turnate în cîte două oale, una cu bor și cealaltă fără bor, nu s-au observat diferențe sensibile între mărimea grăuntelui austenitic la oțelul cu și fără bor. S-a constatat însă că la o șarjă de oțel care a fost dezoxidată în mod obișnuit fără măsurile speciale de precauție legate de introducerea feroborului după o menținere de 8 ore la 925°C, oțelul din oala cu bor a avut mărimea grăuntelui austenitic corespunzătoare punctajului 5 față de punctajul 7—8 cît a fost la oțelul din oala fără bor (microstructurile din figurile 1 și 2).

În microstructura oțelurilor cu bor se constată uneori prezența unui constituent de formă alungită sau globulară, dispus la limitele grăunților. În figura 3 se dă microstructura unei probe de oțel crom de îmbunătățire cu bor în stare laminată, în care se observă acest constituent.

Constituentul specific borului apare mai ales la oțelurile cu conținut mai mare de bor (peste 0,0030% B), constatîndu-se totodată o înrăutățire a caracteristicilor de plasticitate și tenacitate [10].

În ceea ce privește natura acestui constituent, unii autori presupun că este vorba de un complex borură-carbură-nitrură ; în oţelurile cu bor însă, azotul este fixat prin titan sau aluminiu, iar determinările prin difracţie electronică au identificat constituentul ca fiind Fe_2B [11].

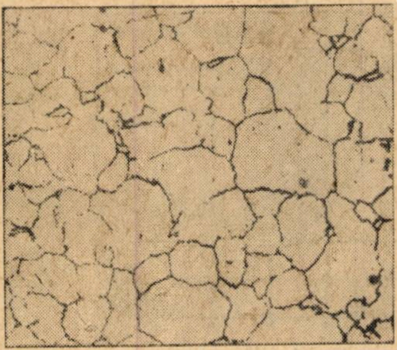


Fig. 1. Mărimea grăuntelui austenitic 100 : 1. Oţel de cementare cu bor (0,0032 % B) — punctaj 5. Atac : picrat de sodiu.

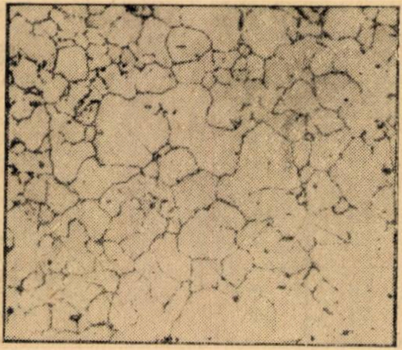


Fig. 2. Mărimea grăuntelui austenitic 100 : 1. Oţel de cementare fără bor — punctaj 7—8. Atac : picrat de sodiu.

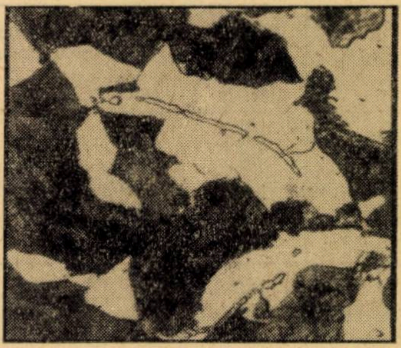


Fig. 3. Microstructură cu constituentul 100 : 1 specific borului. Atac : nital 2 %.

Cercetări privind îmbunătăţirea călibilităţii oţelului 40 C 10 prin microaliere cu bor. Oţelul 40 C 10 este frecvent folosit în industria constructoare de maşini din ţara noastră. Dată fiind, pe de o parte, utilizarea acestui oţel la diferite piese cu secţiuni mari, iar pe de altă parte, călibilitatea lui relativ scăzută, s-a căutat a se ameliora această caracteristică prin microalierea cu bor.

În acest scop, la Institutul de cercetări metalurgice s-au elaborat, în cuptor electric de 0,5t, 14 şarje de oţel 40 C 10 microaliat cu bor. Pentru o mai bună apreciere a influenţei borului asupra proprietăţilor oţelului, şarjele s-au evacuat în cîte două oale, una cu bor şi cealaltă fără bor, obţinîndu-se, astfel, din aceeaşi şarjă oţel 40 C 10 cu bor şi fără bor.

Microalierea cu bor s-a făcut prin adaos de ferobor (16 % B) în oala de turnare, după ce s-a realizat în cuptor o denitrurare şi dezoxidare suplimentară a oţelului cu ferotitan şi aluminiu. S-au turnat lingouri de 170 kg, care s-au laminat în ţagle de 65 mm.

Conţinutul de bor în oţel a fost de 0,0003—0,0052 %, realizîndu-se grade de asimilare a borului de 30—90 %, faţă de 50—90 % cît indică datele din literatură. Limita inferioară a gradelor de asimilare a fost mai scăzută din cauza temperaturilor mai mari de evacuare (cu aproximativ 20—30°C), impuse de capacitatea relativ mică a cuptorului de elaborare şi de necesitatea asigurării unei turnări normale a lingourilor.

În tabela 1 se prezintă compoziţiile chimice ale şarjelor elaborate.

Se menţionează că GOST 4543-61 prescrie pentru oţelurile aliate de construcţie cu bor un conţinut de 0,002—0,005 % B, iar normele americane AISI prevăd numai limita inferioară şi anume 0,0005 % B.

La controlul macroscopic, materialul experimental nu a prezentat defecte de luat în considerare şi care să influenţeze în mod defavorabil rezultatele încercărilor mecanice ; la controlul microscopic, punctajul de incluziuni nemetalice a fost cuprins în limitele 2—4.

Tabela 1

Şarja nr.	Elemente, %			
	C	Mn	Cr	B
838	0,41	0,77	0,98	0,0008
839	0,38	0,77	0,95	0,0003
870	0,40	0,77	0,99	0,0052
871	0,38	0,65	1,03	0,0035
872	0,38	0,78	1,00	0,0050
874	0,38	0,79	1,13	0,0016
875	0,36	0,68	0,99	0,0009
876	0,39	0,68	0,96	0,0004
877	0,38	0,80	0,98	0,0017
878	0,40	0,67	1,06	0,0012
879	0,37	0,83	0,99	0,0004
880	0,38	0,86	0,94	0,0005
881	0,36	0,83	1,11	0,0007
882	0,38	0,70	1,02	0,0005

Observaţie : Si, P, S şi Cu în limitele obişnuite.

Granulaţia austenitică, determinată prin metoda cementării la 925°C/8 h, a fost fină şi omogenă, atît la oţelurile cu bor, cît şi la cele fără bor (punctajul 6—8).

Determinarea călibilităţii s-a făcut comparativ, la oţelurile cu bor şi fără bor provenite din aceeaşi şarjă, prin metoda răcirii frontale — conform STAS E 4950-55.

Călibilitatea oţelurilor, exprimată prin diametrele critice(Dc mm — ulei), obţinute pe baza cifrelor de călibilitate *lc* corespunzătoare diferitelor procente de martensită în structură, este prezentată în tabela 2.

Se constată o creştere a călibilităţii de 1,5—2 ori la oţelul 40 C 10 microaliat cu bor, în comparaţie cu oţelul 40 C 10 fără bor. Nu se observă o variaţie a călibilităţii în funcţie de conţinuturile diferite de bor, ceea ce este în concordanță cu datele din literatură în care se precizează că influența borului asupra călibilității oțelului este datorită numai fracțiunii de bor din soluția solidă și nu conținutului total de bor determinat prin analiza chimică [12].

Tabela 2

Șarja nr.	Diametrele critice (D_c, mm — ulei) pentru diferite procente de martensită în structură				
	50%	80%	90%	95%	99,9%
838	43	32	27	24	12
838—B	86	62	60	48	18
839	41	32	20	18	12
839—B	64	58	49	27	0
870	32	27	24	16	0
870—B	68	62	52	43	20
871	36	27	26	18	0
871—B	64	55	48	26	12
872	36	32	26	24	18
872—B	68	58	49	41	36
874	47	40	32	26	16
874—B	82	68	62	54	43
875	34	32	24	18	16
875—B	54	49	47	40	24
876	27	24	20	16	12
876—B	58	52	48	43	27
877	40	27	27	18	16
877—B	73	64	55	48	43
878	36	27	24	18	16
878—B	80	73	66	55	48
879	40	36	32	25	24
879—B	64	58	52	41	0
880	36	27	20	16	12
880—B	58	52	47	34	27
881	52	41	35	32	20
881—B	85	75	62	58	34
882	40	32	24	16	8
882—B	62	55	49	47	41

Pe baza curbelor de călibilitate, s-au trasat domeniile călibilității oțelurilor 40 C 10 cu și fără bor din cele 14 șarje experimentale prezentate în figura 4.

Se constată că adaosurile de bor în șarjele de oțel 40 C 10 studiate conferă oțelului o călibilitate mărită față de aceea a oțelului cu aceeași compoziție chimică însă fără bor, marcată prin deplasarea domeniului de dispersie a curbelor de călibilitate spre dreapta și în sus.

Caracteristicile mecanice ale oțelului 40 C 10 microaliat cu bor. Oțelurile 40 C 10 cu și fără bor, provenite din cele 14 șarje experimentale, au fost cercetate din punctul de vedere al caracteristicilor mecanice pe probe cu diametrul de 30 mm, tratate termic în condițiile prescrise de STAS 873—53 pentru oțelul 40 C 10. Valorile caracteristicilor mecanice au fost cuprinse în limitele prezentate în tabela 3.

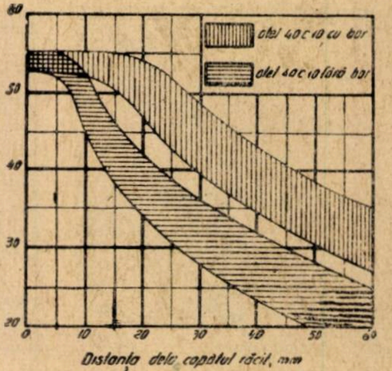


Fig. 4. Domeniile de dispersie a curbelor de călibilitate.

Tabela 3

Oțel 40 C 10	Numărul șarjelor	Rezistențe de rupere σ_r, kgf/mm²	Limita de curgere, $\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	Alungirea δ_5 %	Gîtuirea, ψ %	Reziliența (longitudinală) K kgm/cm²
fără bor	14	79— 96	64—81	15—19	57—65	12—18
cu bor		91—100	78—88	14—17	57—65	12—16

Observație: Tratamentul termic aplicat probelor cu 30 mm diametru constă în normalizare la 860°C, călire de la 840°C în ulei și revenire la 550°C în ulei.

Luînd în considerare valorile diametrelor critice indicate în tabela 2 pentru diferitele procente de martensită în structură, se deduce că, după călire, în miezul probelor de 30 mm diametru se obține la oțelul cu bor o structură cu 95—99,9% martensită, în timp ce la oțelul fără bor structura are 50—90% martensită.

Ca urmare, adaosurile mici de bor în oțel, care îmbunătățesc în mod evident călibilitatea, modifică (tabela 3) caracteristicile mecanice ale oțelului. Astfel, rezistența de rupere τ_r crește cu 4—12 kgf/mm² și limita de curgere $\tau_{0.2}$ cu 7—14 kgf/mm²; caracteristicile de plasticitate și tenacitate însă nu cresc, deoarece acțiunea favorabilă a călibilității, respectiv a structurii, fiind mai puțin importantă în cazul acestor probe cu secțiuni mici (30 mm diametru), a fost mascată de influența defavorabilă pe care borul o are în general asupra acestor caracteristici.

La oțelurile experimentale prezentate s-a determinat variația caracteristicilor mecanice în funcție de temperaturile de revenire (400, 500, 550, 600°C). Pe baza rezultatelor obținute s-au trasat diagramele comparative între oțelurile 40 C 10 cu și fără bor prezentate în figurile 5 și 6.

Analizînd aceste diagrame, se constată — la toate șarjele de oțel cu bor și în întregul interval al temperaturilor de revenire aplicate — caracteristici de rezistență superioare celor ale oțelurilor fără bor; caracteristicile de plasticitate și tenacitate sînt mai scăzute.

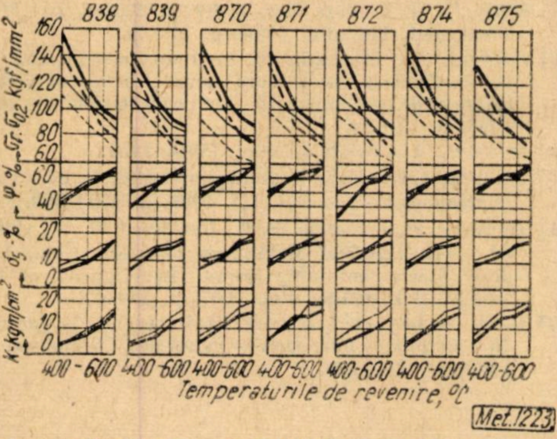


Fig. 5. Variația caracteristicilor mecanice în funcție de temperatura de revenire.

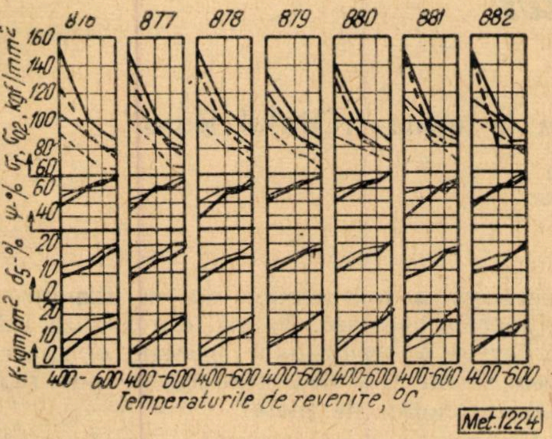


Fig. 6. Variația caracteristicilor mecanice în funcție de temperatura de revenire (continuarea fig. 5).

Pentru o apreciere justă a calității oțelului 40 C 10 microaliat cu bor în comparație cu a oțelului 40 C 10 fără bor, s-au dedus din diagrame (fig. 5 și 6) valorile caracteristicilor mecanice — $\sigma_{0,2}$, δ_5, ψ, K respective—obținute după revenirea oțelurilor pentru aceleași valori ale rezistențelor de rupere σ_r.

Astfel, la rezistența de rupere σ_r de 90—110 kgf/mm^2, pentru celelalte caracteristici mecanice corespund valorile arătate în tabela 4.

Tabela 4

Nr. crt.	Oțel 40 C 10 — cu bor (B) — fără bor Șarjele nr.	Caracteristici mecanice pt. $\sigma_r = 90-110$ kgf/mm^2			
		Limita de curgere $\sigma_{0,2}$ kgf/mm^2	Alungirea δ_5, %	Gîtuirea ψ, %	Reziliența longitudinală, K, kgm/cm^2
1	838—B 838	78—100 72— 95	11,0—19,0 11,5—17,0	56—65 52—64	9,0—17,0 7,0—15,0
2	839—B 839	76—100 74—100	13,5—16,0 12,0—16,0	52—64 51—62	7,0—13,0 6,0—12,0
3	870—B 870	78—102 73— 92	11,5—17,0 11,0—12,5	57—63 52—60	11,0—16,0 7,0—12,5
4	871—B 871	79— 98 72— 97	14,0—17,0 11,0—17,0	60—64 52—60	13,0—15,5 7,0—16,0
5	872—B 872	76— 98 76— 94	13,0—17,0 12,0—16,0	54—63 53—62	8,5—13,0 7,5—14,0
6	874—B 874	80— 98 78— 94	14,5—17,0 13,0—18,5	58—65 54—63	10,5—16,0 8,0—17,0
7	875—B 875	78— 96 74— 94	12,0—17,0 10,0—14,0	62—63 49—63	12,0—16,0 5,0—16,0
8	876—B 876	78— 96 74— 96	11,5—16,0 11,5—14,5	60—66 55—62	11,0—15,5 8,0—16,5
9	877—B 877	78— 98 72— 94	13,5—17,0 12,0—17,5	60—64 54—62	10,0—15,0 8,0—15,5
10	878—B 878	78— 96 78— 95	12,5—15,5 12,0—16,0	56—62 53—59	9,0—12,5 8,0—15,0
11	879—B 870	78— 97 76— 95	13,5—17,5 11,5—15,0	60—66 53—61	11,5—17,0 7,8—13,0
12	880—B 880	80— 98 78— 87	13,5—17,0 11,5—16,5	58—66 55—63	11,0—17,0 5,5—14,5
13	881—B 881	81— 98 79—102	11,0—17,0 12,0—16,5	51—64 55—56	14,0—16,0 6,0—16,0
14	882—B 882	76— 88 84— 97	12,0—19,0 12,0—15,5	58—66 50—61	11,0—16,0 7,0—13,0
Media valorilor	40 C 10—B 40 C 10	88 85	14,8 13,7	61 57	13,0 10,8
Valori minime	40 C 10—B 40 C 10	76 72	11,0 10,0	51 49	7,0 5,0

În concluzie, luînd în considerare valorile medii și minime ale caracteristicilor mecanice — $\sigma_{0,2}$, δ_5, ψ, K — pentru aceeași valoare a rezistenței ($\tau_r = 90-110$ kgf/mm^2), se constată că microalierea cu bor (0,0003—0,005 % B), care mărește călibilitatea oțelului 40 C 10 de 1,5—2 ori, îmbunătățește calitatea acestuia, așa cum se arată în tabela 5.

Tabela 5

Caracteristicile mecanice	Creșterea valorilor prin microalierea cu bor a oțelului 40 C 10	
	Absolut	Relativ, %
Limita de curgere, $\sigma_{0,2}$	3—4 kgf/mm^2	3,5—5,5
Alungirea, δ_5	1 %	8—10
Gîtuirea, ψ	2—4 %	4— 7
Reziliența, K	2 kgm/mm^3	20—40

Se remarcă creşterea însemnată a rezilienţei, fapt care face posibilă folosirea eficientă a oţelului 40 C 10 microaliat cu bor în fabricarea pieselor cu secţiuni mari.

În prezent, aceste rezultate obţinute la Institutul de cercetări metalurgice cu oţel elaborat în cuptor electric de 0,5 t sînt în curs de verificare la cuptoarele electrice de capacitate mare (20 t) din uzine.

Bibliografie

[1] *Houdremont, E.* Handbuch der Sonderstahlkunde, vol. II. Berlin, Springer Verlag, 1956, p. 1459–1465.

[2] *Bride, Mc. C. C., Spretnak, W. I., Speiser, R.* Etude du systéme Fe-Fe$_2$B. Transactions of ASM, vol. IV, 1956, p. 499–524.

[3] *Simcoe, R. C., Elsea, R. A., Manning, K. G.* L'influence du bore sur la décomposition de l'austénite. În : Journal of Metals Transactions of AIME, ianuarie, 1955, p. 193–200.

[4] Raportul Comisiei IRSID pentru oţeluri cu bor. În : Revue de Métallurgie, nr. 12, 1949 şi nr. 1, 1950.

[5] *Iami, Y., Imai, H.* Mécanisme de la trempabilité du bore. The Research Institute of Iron and Steel, februarie, 1955, p. 247–261.

[6] *Rahrer, W. M., Armstrong.* Trans Amer Soc. Met. Bd. 40, 1948, p. 1099–1112.

[7] *Leak, M. G.* Le bore dans le fer et l'acier. În : Metal Treatment, ianuarie, 1959, p. 21–28.

[8] *Scherere, R., Bungardt, K.* Le remplacement des éléments d'alliage par le bore dans les aciers de cémentation et de traitement. În : Revue de Métallurgie, nr. 2, 1953, p. 73–74.

[9] O E C E. Les aciers au bore. Paris, 1954.

[10] I C E M. Contribuţie la studiul oţelurilor de construcţii microaliate cu bor, vol. III, 1961, p. 373–390.

[11] *Irvine, K. I., Pickering, B. F., Heselwood, C. W., Atkins M.* : The Physical Metallurgy of Low-carbon, Low-alloy Steels containing Boron. În : Journal of Iron and Steel Institute, mai, 1957, p. 54–67.

[12] *Clerc, A.* Les aciers au bore. Etat actuel de la question. În : Métaux — Corrosion — industries, noembrie, 1957, p. 409–434.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621. 771:621.753.1

Laminarea cu toleranţe negative la uzina „Oţelul Roşu"

ION SABO

Uzina „Oţelul Roşu"

Laminarea cu abateri dimensionale restrînse şi deplasate spre zona toleranţelor negative constituie pentru laminoriştii uzinei „Oţelul Roşu" o sarcină importantă, prin a cărei rezolvare se ajunge la importante economii de metal. Permanentizarea acestui sistem nou de laminare, cu tendinţa de a se aplica la o producţie cît mai mare, duce implicit la reducerea preţului de cost pe unitatea de fabricat al uzinelor beneficiare.

Faţă de dimensiunile nominale ale diferitelor laminate, standardele permit abateri în plus sau în minus, din cauza dificultăţilor ce pot surveni în timpul procesului de laminare (lagăre uzate, uzura cilindrilor, saltul cilindrilor şi în special încălzirea neuniformă a materiei prime). Cîmpul de abateri tolerate asigură obţinerea proprietăţilor mecanice chiar în cazul limitelor inferioare ale acestor abateri.

Primele experimentări de laminare în toleranţe restrînse s-au făcut în anul 1952 la laminarea profilelor uşoare şi a benzilor. Greutăţile întîmpinate au constat în aceea că pe de o parte şefii laminatori, care puteau contribui direct la obţinerea greutăţii scăzute a laminatelor, nu cunoşteau în suficientă măsură condiţiile tehnice din standardele respective, şi pe de altă parte în faptul că pentru executarea operativă a măsurărilor nu se dispunea de mijloacele necesare. Totuşi, din analiza măsurărilor şi a rezultatelor parţiale obţinute în acea vreme s-a constatat că se pot realiza mari economii de metal.

Ulterior, pentru rezolvarea acestei probleme s-au luat o serie de măsuri tehnico-organizatorice menite să asigure condiţii satisfăcătoare, dintre care se menţionează : întocmirea documentaţiei tehnice, instruirea maiştrilor şi a şefilor laminatori de felul cum se poate produce un laminat cu o greutate mai mică faţă de nominal, instruirea organelor C.T.C. asupra modului cum trebuie aplicate sistemele de măsurare a diverselor secţiuni ale laminatelor cît şi înregistrarea corectă a acestor măsurări.

Ca urmare a efectuării analizelor periodice la care a contribuit întreg personalul tehnic precum şi laminatorii, încă din anii 1954–1955 s-a ajuns la stabilirea unui complex de măsuri prin care laminarea cu toleranţe negative a putut fi extinsă de la an la an. Astfel, şlefuirea cilindrilor pentru laminarea benzilor s-a efectuat cu un grad mai ridicat de finisare, iar calibrele cilindrilor pentru oţeluri rotunde şi pătrate s-au reconstruit în condiţiile obţinerii unor diferenţe minime faţă de cele nominale prevăzute de standarde. De asemenea, s-a îmbunătățit calitatea lagărelor cilindrilor, sistemul lor de ungere, a ghidajelor etc.

Pe baza rezultatelor pozitive obținute la laminarea benzilor și profilelor s-a ajuns la concluzia că laminarea cu toleranțe negative poate fi extinsă și la laminarea semifabricatelor platine, laminîndu-se primele loturi experimentale. Pentru extinderea și permanentizarea acestei metode a fost necesar să se aplice cu perseverență măsuri tehnice și organizatorice menite să creeze baza tehnică necesară.

În ultimii ani, s-a dat o atenție deosebită sistemelor de reglare a cilindrilor, ajungîndu-se ca la laminorul de platine să se mecanizeze complet dispozitivele de reglaj la caja finisoare. Totodată, pentru a se crea posibilitatea folosirii în condiții optime a semilaminatului cu toleranțe dimensionale minime, s-au mecanizat și operațiile de reglaj al cajelor de laminare a tablelor subțiri.

Interdependența între precizia de laminare a semifabricatelor și aceea a laminatelor finite a condus la extinderea metodei la laminoarele uzinei beneficiare „Oțelul Roșu"; și la laminoarele de tablă subțire de la Galați și cele de la Nădrag, unde s-a constatat că există posibilități de folosire a semilaminatelor avînd dimensiunile deplasate în limitele toleranțelor negative.

Din rezultatul măsurărilor efectuate pe 7 282 t tablă subțire, s-a tras concluzia că pentru majoritatea grosimilor se pot folosi platine laminate cu toleranțe negative (fig. 1).

Totodată, s-a ajuns la concluzia practică că încadrarea dimensională a tablelor subțiri în zona negativă a cîmpului dimensional este posibilă numai prin folosirea de semilaminate (platine) avînd greutatea pe metru corepunzătoare acestei zone dimensionale a tablelor. Economiile de metal ce se pot obține la laminarea tablelor sînt urmarea directă și proporțională a valorii cu care a fost redusă sub nominal greutatea pe metru a platinelor.

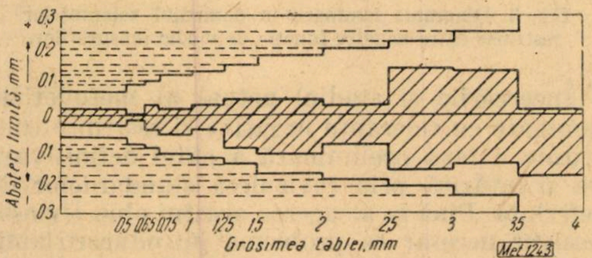


Fig. 1. Diagrama laminării tablei în domeniul toleranțelor restrînse în funcție de dimensiunile medii măsurate.

Anul 1960 marchează — așa cum reiese din figura 2 — o etapă decisivă în dezvoltarea nelimitată a acestei metode înaintate de muncă, arătînd că în industria siderurgică, una dintre rezervele importante de economii este laminarea cu toleranțe negative.

Toate măsurile necesare în sectorul laminoarelor au căpătat un caracter sistematic, fiind cuprinse în planuri judicios întocmite, cu termene de execuție și responsabili de probleme.

Stabilirea măsurilor, a căror aplicare a decis din anul 1960 creșterea bruscă a cantității laminatelor cu toleranțe negative, s-a făcut pe baza următoarelor criterii: pregătirea materiei prime, stabilirea regimului optim de încălzire, întreținerea și verificarea temeinică și periodică a utilajului de laminare, adaptarea unor mici mecanizări la utilajul de laminare. pregătirea și instruirea cadrelor care deservesc utilajul tehnologic, generalizarea controlului dimensional asupra întregii producții, elaborarea și întreținerea unei temeinice evidențe statistice, precum și stabilirea și aplicarea unui sistem premial în legătură cu cantitatea și calitatea laminatelor obținute în domeniul toleranțelor negative.

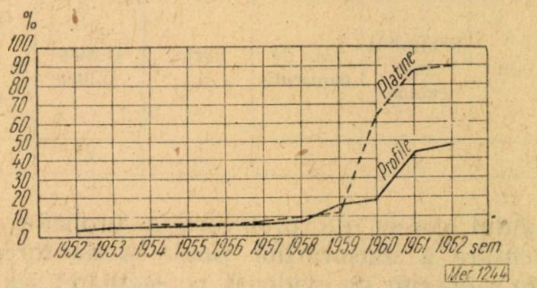


Fig. 2. Extinderea laminării în domeniul toleranțelor restrînse față de producția totală.

Obiectivul central al măsurilor luate a fost unic, însă modul de realizare și aplicare a fost diferit.

Din punct de vedere tehnologic a fost necesar ca prin măsurile luate să se asigure: o încălzire cît mai uniformă a materiei prime folosite, un ritm de laminare constant, precum și un sistem de control periodic și obligatoriu al presiunilor de laminare, al uniformității acestora pe întreaga secțiune a laminatului și cel dimensional final al produsului laminat.

În ceea ce privește utilajul, obiectivele măsurilor luate au fost în primul rînd asigurarea rigidității cadrelor, îmbunătățirea calității cilindrilor, mărirea preciziei și fineții prelucrării lor, îmbunătățirea calibrajului, a calității lagărelor, a ungerii, precum și executarea ireproșabilă a tuturor montajelor pieselor și ansamblelor liniei de laminare. Printre măsurile de mică mecanizare efectuate se menționează: mecanizarea evacuării din cuptor a țaglelor la laminarea profilelor și benzilor și mecanizarea operațiilor de montaj la toate trenurile de laminare. De asemenea, s-au dovedit utile cîteva inovații prin care s-a realizat reducerea numărului de treceri la trenul intermediar și pregătitor în cazul laminării benzilor. La laminarea platinelor şi tablelor, utilajul a fost perfecţionat prin mecanizarea reglării cilindrilor de lucru.

Organizarea personalului a implicat dezvoltarea cunoştinţelor necesare asupra noului sistem de laminare şi transmiterea lor prin lecţii teoretice şi practice întregului personal de deservire tehnologică, întreţinere şi control tehnic. De asemenea, în această direcţie un rol important l-au avut metodele noi de muncă, cum ar fi, de exemplu, executarea de către laminorul de profile a trecerilor dintr-un calibru în altul fără aterisaj. Instruirea s-a extins şi asupra modului corect de prelevare a probelor, de executare a măsurărilor finale şi de înregistrare a datelor de evidenţă pe sectoare, schimburi sau echipe. În tabela 1 se dă un exemplu de evidenţă introdusă.

Tabela 1

Data	Schimbul sau echipa	Nr. de comandă	Şarja, nr.	Dimensiunea	Greutatea laminatelor, kg/m		Cantitatea laminată, kg	Economii, kg $\frac{\text{col. } 5-\text{col. } 6}{\text{col. } 5}\times\text{col. } 7$	Semnătura organizaţiei CTC
					nominală	măsurată			
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9

Pentru stimularea realizărilor obţinute prin deplasarea toleranţelor în cîmp negativ, au fost luate măsuri de premiere şi popularizare a celor mai bune echipe.

Eficienţa economică a metodei de laminare cu toleranţe negative rezultă direct din sistemul de evidenţă preconizat. În tabela 2 se arată modul în care se calculează coeficienţii de economii ai fiecărui sortiment. Oricare dintre sortimente este reprezentat prin dimensiunea medie (etalon) realizată în perioada respectivă. Coeficienţii de economii (coloana 4), aplicaţi cantităţilor realizate din fiecare sortiment mediu, indică cantitatea de metal economisit.

Tabela 2

Sortimentul sau profilul	Dimensiunea medie, mm	Greutatea, kg/m		Economii, % $\frac{\text{col. } 2-\text{col. } 3}{\text{col. } 2}\times 100$
		nominală	realizată	
0	1	2	3	4
Platină	244× 9	17,2	16,89	1,80
Bandă	50× 2	0,785	0,758	3,44
Beton	diametrul 35	7,55	7,42	1,73
Pătrat	10×10	0,617	0,598	3,12
Lat	30×12	2,83	2,75	2,94
Semirotund	25×12,5	1,925	1,91	0,91
H	32×23×5	2,80	2,75	1,82
Tablă	1,25×1000×2000	10,0	9,868	1,32

Economiile se pot exprima în : total economisit faţă de producţia totală a laminoarelor sau numai faţă de cantitatea laminată cu toleranţe negative ; numărul de metri rezultaţi în plus în cazul benzilor şi profilelor ; numărul de foi de tablă rezultate în plus prin laminarea unei tone de platină cu dimensiuni în domeniul toleranţelor negative.

Analizînd posibilităţile încadrării în sistemul laminării cu toleranţe negative a diferitelor sortimente de laminate, se obţin unele concluzii destul de interesante, redate în figura 3. Acest sistem de lucru este aplicabil, fără excepţie, în domeniul tuturor laminatelor la cald însă nu în mod egal. Cîmpul total de toleranţe se poate restrînge cu mai multă uşurinţă în cazul oţelului semirotund şi platină în timp ce deplasarea în domeniul toleranţelor negative apare mai convenabilă în cazul laminării celorlalte sortimente cu excepţia benzilor şi oţelului lat.

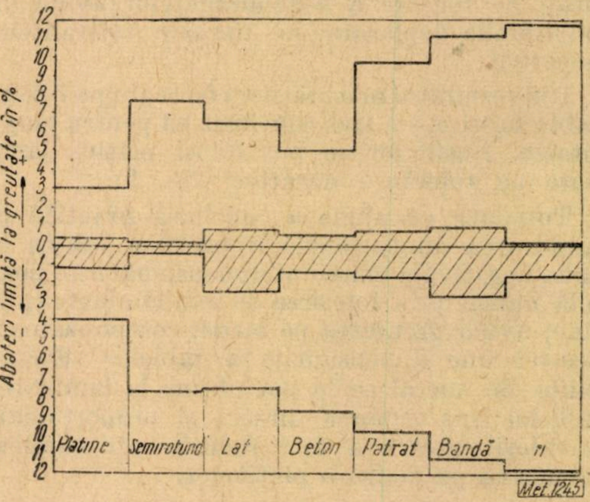


Fig. 3. Diagrama laminării în domeniul toleranţelor restrînse către negativ funcţie de media măsurărilor.

Încercările şi stadiul actual al metodei de laminare cu toleranţe negative şi restrînse constituie o fază preliminară a cărei definitivare va fi întărită prin revizuirea standardelor de referinţă. Pînă la atingerea acestui obiectiv este desigur necesar ca problema introducerii laminării cu toleranţe negative să fie aplicată la toate laminoarele din ţară, iar acolo unde această metodă este introdusă, să existe preocupări temeinice pentru permanentizarea şi extinderea ei.

CZ 669.162.12.052 : 061.6

Instalaţie de laborator pentru aglomerarea minereurilor de fier

Ing. MIHAI ISPAS
Centrul de cercetări metalurgice

O serie de caracteristici importante ale procesului de aglomerare, ca : influenţa granulelor de cocs, de minereu sau de fondant, a umidităţii materialelor asupra procesului ce se desfăşoară pe înălţimea coloanei de încărcătură, a cantităţilor optime de adaos etc. sînt studiate în instalaţiile clasice de laborator în ceşti metalice de aglomerare de forme cilindrice sau cubice.

Vizibilitatea modului în care se desfăşoară reacţia de aglomerare în aceste instalaţii este eliminată cu desăvîrşire ; înaintarea frontului de reacţie, respectiv mersul procesului de combustie de-a lungul coloanei de materiale pe înălţime, nu poate fi observată, indicaţiile fiind furnizate de aparatele indicatoare de temperatură care marchează, fie temperatura gazului la ieşirea din sistem, fie temperatura coloanei pe înălţimea sa.

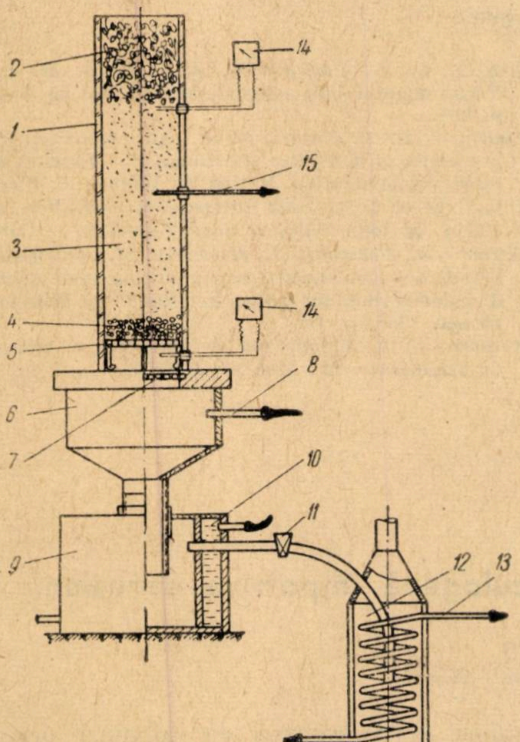
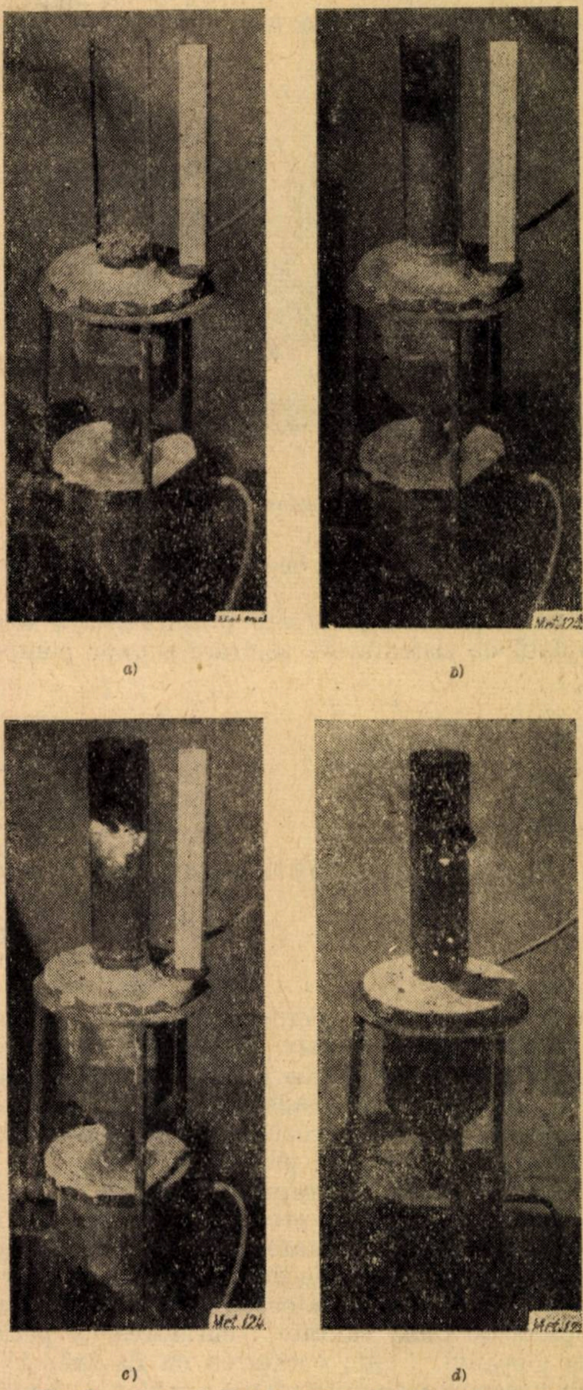


Fig. 1. Schema instalaţiei de aglomerare cu cuvă din sticlă.

Aparatura prezentată permite o foarte comodă urmărire a mersului procesului de aglomerare în condiţii de vizibilitate totală pe toată suprafaţa şi înălţimea coloanei şi în tot timpul procesului. Forma iniţială a cuvei de aglomerare era alcătuită dintr-un cilindru de metal cu fante de observare din sticlă. Studierea literaturii de specialitate [1], [2], [3,] [4] a permis îmbunătăţirea instalaţiei pentru a cărei perfecţionare se lucrează în continuare. În figura 1 se



a) b)

c) d)

Fig. 2 *a*, *b*, *c*, *d*. Fazele procesului de aglomerare.

indică schema instalaţiei de aglomerare, realizată în laboratorul Centrului de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R.

În figura 1 se observă modul de încărcare a materialului pentru aglomerare *3* (minereu + cocs de aglomerare în proporţie de 4,5%) în cuva de sticlă *1* pe un grătar din oţel refractar *5* pe care se găseşte un strat de inele refractare *4*, care servesc pentru evitarea antrenării prafului. În partea superioară a cuvei se află cocsul de amorsare *2*. Aprinderea s-a făcut la început prin îmbibarea cocsului cu motorină; ulterior s-a folosit un bec tip Bunsen, alimentat cu gaz metan.

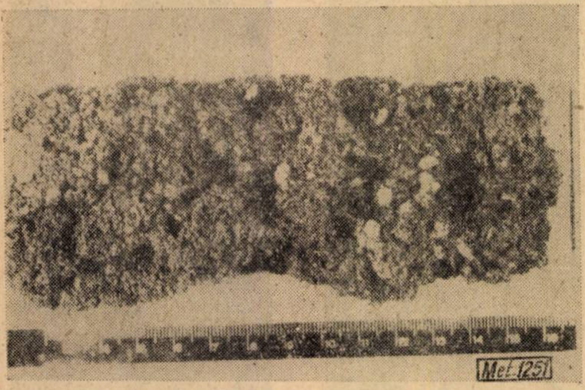


Fig. 3. Aglomerat autofondant cu structură poroasă.

Instalaţia de aglomerare propriu-zisă a fost cuplată de sistemul de aspirare a unor pompe de vid de la o instalaţie de elaborare a oţelului în vid, motiv pentru care a fost necesară conectarea unor filtre de epurare a prafului ce eventual ar fi fost antrenat cu gazele consumate.

În figurile 2 *a*, *b*, *c*, *d* se arată fazele procesului de aglomerare, în diferitele stadii examinate. Înaintarea frontului de reacţie (respectiv a combustiei cocsului) a putut fi urmărită vizual pe toată înălţimea coloanei. Aglomeratul obţinut (fig. 3) după primele încercări este pe deplin satisfăcător, sub raportul aspectului fizic; el s-a compactizat în condiţii satisfăcătoare prezentînd o masă unitară.

Folosirea acestei aparaturi de aglomerare cu cuvă din sticlă prezintă avantajul unei observări vizuale directe a procesului de aglomerare în tot timpul reacţiei, ceea ce permite determinarea precisă a începutului şi sfîrşitului reacţiei.

Bibliografie

[1] *Sorokin, A. V., Parfenov M. A., Arhipov, M. I.* ş.a. Vacuumno dutevaia aglomeraţia. În: Stal, nr. 7, 1961, p. 581.

[2] *Limon, A. R.* şi *Kraner, M. H.* An evaluation of the properties of dolomites affecting self — Fluxing sinter rates. Agglomeration. Edited by William A. Knepper U.S. Steel Corp. 1962 Interscience publishers, a division of John Wiley & Sons. New-York — London.

[3] *Michard, J., Boucraut, M., Heideman, M.* Contribution à l'étude des écoulements gazeux au cours de l'opération d'agglomération sur grille. În: Revue de Métallurgie, 15 oct. 1961, p. 15.

[4] *Abramov, S. V.* Metode noi de cercetare a procesului de aglomerare. În: Stal, nr. 3, 1957.

CZ 620.197.6

Coroziunea metalelor şi protecţia peliculogenă împotriva coroziunii

JOSÉ JACOBESCU

Uzina metalurgică „Tudor Vladimirescu" – Bucureşti

În întreaga lume, pierderile cauzate de coroziune sînt evaluate la 127 000 t/an. La noi în ţară, după datele Institutului de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R., pierderile de oţel prin coroziune atmosferică sînt evaluate la 0,5% din producţia anuală.

Din cercetările întreprinse atît la noi în ţară cît şi în alte ţări, precum şi din datele din literatura de specialitate, rezultă că durata unei vopsiri, în funcţie de modul de pregătire a suprafeţei, este următoarea (la aplicarea unei vopsele de bună calitate): curăţarea cu peria sau ciocanul, 1 an; curăţarea cu flacără, $1^1/_2$ an; decaparea chimică, 2 ani; sablarea, 4 ani.

Pregătirea suprafeţei metalice pentru vopsire se poate realiza în două faze: curăţarea de oxizi prin sablare, decapare sau mijloace mecanice şi degresarea cu solvenţi organici sau cu alcalii. În majoritatea cazurilor, atunci cînd dimensiunile obiectelor şi instalaţiilor permit sablarea, nu se mai execută degresarea, deoarece suprafeţele obţinute sînt deosebit de curate şi permit aplicarea corespunzătoare a vopselei. După ce printr-un control tehnic riguros s-a stabilit că suprafaţa care trebuie vopsită nu mai conţine oxizi, impurităţi mecanice şi grăsimi, se trece la grunduirea metalului.

Grunduirea este operaţia cea mai importantă pentru protejarea metalului împotriva coroziunii, asigurînd o aderenţă maximă a straturilor peliculogene următoare.

Grundul folosit se alege în funcţie de solicitările la care este supus metalul de agenţii corosivi (mediu tropical, mediu marin, atmosferă umedă continuă, mediu acid etc.) precum şi în funcţie de straturile peliculogene următoare, aplicate în cadrul procesului tehnologic de vopsire.

Se menţionează faptul, că de obicei, nu se acordă destulă atenţie, cu toată importanţa sa, operaţiei de grunduire, eforturile calitative concentrîndu-se, îndeosebi, asupra ultimelor straturi de finisare, lucru foarte dăunător. Dacă grundul se aplică corect pe o suprafaţă preparată, în prealabil, în mod convenabil, se obţine o protecţie anticorosivă deosebit de rezistentă, iar calitatea stratului de finisare şi durabilitatea întregului ansamblu creşte substanţial. Protecţia anticorosivă a metalului realizată cu ajutorul grunduirii, va fi mult mai eficientă dacă, în prealabil, a fost executată operaţia de fosfatare a suprafeţei metalului sau dacă grundul are printre constituenţii săi şi substanţe care pot realiza fosfatarea.

Prin fosfatarea suprafeţei metalului se obţin următoarele avantaje: o aderenţă îmbunătăţită a vopselei, o protecţie excelentă împotriva coroziunii galvanice (stratul de acoperire de fosfat cristalin inert fiind rău conducător), o reducere a coroziunii produsă prin zgîrieturile din pelicula de vopsea şi folosirea unei cantităţi mai mici de vopsea pentru o durată mai mare de exploatare.

În cazul cînd nu există posibilitatea fosfatării iniţiale a suprafeţei metalului, se pot utiliza acoperiri policulogene moderne de tipul grundurilor reactive (wash-primer). Principala caracteristică a acestor grunduri constă în capacitatea lor de a forma combinaţii chimice cu suportul metalic.

În compoziţia grundurilor reactive intră polivinil-butiralul sau unele răşini ureice corespunzătoare, pigmenţi de crom (cromaţi bazici de zinc şi de plumb), fosfat de plumb şi acid fosforic. După aplicarea grundului pe suprafaţa metalică, acidul fosforic formează un strat subţire de fosfat care prezintă o importanţă deosebită pentru acţiunea anticorosivă a peliculei de grund.

Grundul se aplică prin stropire — numai pe suprafeţele sablate — în pelicule groase de circa 10μ. Datorită viscozităţii mici, grundul pătrunde cu uşurinţă în toate neregularităţile suprafeţei şi o acoperă în mod ermetic. Timpul de uscare este scurt (15—30 minute), iar puterea de acoperire este mare (13—15 m²/kg). Grundurile reactive îmbunătăţesc aderenţa straturilor următoare de vopsea.

Întrucît acest tip de grund prezintă dezavantajul că nu se aplică decît pe suprafeţe sablate, a fost necesar ca pentru suprafeţele la care nu este posibilă o astfel de pregătire să se realizeze grunduri anticorosive care se pot aplica şi pe suprafeţe nesablate.

Un astfel de grund cu proprietăţi deosebite de protecţie anticorosivă este cel pe bază de cromat de zinc şi ulei de Thung, aşa numitul grund naval (simbol G—431—1), realizat de Laboratorul central de cercetări lacuri şi cerneluri — Bucureşti, şi aplicat cu succes în producţia de serie la Şantierele navale Olteniţa şi uzina metalurgică „Tudor Vladimirescu", Bucureşti.

Grundul se aplică prin stropire şi se usucă în 8—12 ore în aer liber (în hală). La probele făcute după uscare, menţinut timp de 72 de ore în apă pe o plăcuţă de metal, nu a prezentat nici o deteriorare (albire, desprinderea peliculei, înmuiere etc.), prezintă o elasticitate pînă la ruperea metalului, rezistă în proba de lovire pe dorn pînă la 100 cm.

În cazul cînd pentru finisarea suprafeţelor se utilizează nitroemailuri, este necesar ca prin straturile de chit de cuţit şi chit de stropit să se realizeze izolarea grundului de solvenţii nitroemailului care, prin acţiunea lor, precipită uleiul de Thung.

Un alt grund cu proprietăţi anticorosive ridicate, care se poate aplica şi în contact direct cu nitroemailurile, este grundul alchidic (simbol G. 735—5), realizat de Laboratorul central de cercetări lacuri şi cerneluri-Bucureşti experimentat şi introdus în producţia de serie la uzina metalurgică „Tudor Vladimirescu", Bucureşti.

Acest grund, realizat pe bază de răşini alchidice, cromat de zinc şi oxid roşu de fier, în afară de faptul că realizează o protecţie anticorosivă ridicată, mai are şi deosebite calităţi de aderenţă şi elasticitate. Uscarea grundului se face în 8—12 ore.

În afară de criteriile menţionate, alegerea grundului pentru protejarea unei suprafeţe trebuie să se facă şi în funcţie de: posibilitatea executării sablării şi fosfatării suprafeţei, mediul în care suprafaţa lucrează, numărul de straturi aplicate după grund, şi compoziţia chimică şi solvenţii straturilor peliculogene de finisare etc.

Se menţionează, în mod deosebit, că pentru a se realiza o protecţie anticorosivă bună, este necesar ca pelicula de grund să fie aplicată imediat după terminarea curăţirii suprafeţei, la o temeparatură de cel puţin 18°C şi la o umiditate relativă de cel mult 70%. Dacă umiditatea creşte peste acest maxim admisibil, orice eforturi în domeniul îmbunătăţirii protecţiei anticorosive rămîn fără rezultat, deoarece corodarea suprafeţei metalice se produce sub stratul de grund. După uscarea grundului, se face chituirea parţială sau totală a suprafeţelor cu chit de cuţit şi chit de stropit; pentru acoperirea denivelărilor se şlefuiesc straturile de chit şi se aplică emailul de finisare. Grosimea totală a straturilor de chit nu trebuie să depăşească, după şlefuire, 0,5 mm.

Straturile de chit nu au nici o proprietate de protecţie anticorosivă şi, datorită caracteristicilor lor negative (sînt casante, se usucă greu, necesită şlefuire etc.), trebuie înlăturate din procesele moderne de vopsire.

Uzina metalurgică ,,Tudor Vladimirescu'' din Bucureşti a obţinut rezultate bune în acest domeniu, reuşind să înlăture, printr-o întindere mai bună a tablei pe schelet, straturile de chit de pe panourile mari ale învelişului exterior de pe acoperiş, uşi, diverse capace etc., ceea ce a făcut ca durabilitatea vopsirii produselor şi calitatea acestor vopsiri să crească cu peste 50%.

După şlefuirea stratului de chit aplicat prin pulverizare, se trece la aplicarea ultimelor straturi de email, pentru finisare. În funcţie de posibilităţile tehnice ale întreprinderilor constructoare de maşini, se pot folosi emailuri de finisare cu uscare în cuptor sau cu uscare în aer liber. Uscarea emailurilor în cuptor oferă posibilitatea de a se întrebuinţa materiale de calitate superioară, cu rezistenţă ridicată la intemperii şi luciu puternic. În categoria emailurilor cu uscare în cuptor, realizate de industria noastră de lacuri şi vopsele, sînt emailurile alchidal-melamină, alchidal-urezid şi emailurile pe bază de răşini epoxidice (foarte rezistente în climat tropical). Aceste tipuri de emailuri oferă — în afară de faptul că sînt elastice, dure şi rezistente la intemperii — şi avantajul că, datorită luciului puternic, după uscare nu mai necesită nici un fel de prelucrare ulterioară a peliculei. Aplicarea emailului se poate face — în funcţie de dimensiunile pieselor sau agregatelor, numărul de bucăţi şi utilajul de vopsire existent — prin : pulverizare cu pistolul, cufundare, inundare, vopsire electrostatică etc.

Cînd instalaţiile de vopsire sau dimensiunile obiectivelor nu permit uscarea în cuptor a emailurilor, după ce au fost aplicate, se pot folosi următoarele soluţii :

1. Atunci cînd fluxul tehnologic permite şi se pot realiza vopsirea şi uscarea în hale sau spaţii cu atmosferă lipsită de praf (practic, aceasta nu este în totalitate posibil), se vor întrebuinţa materiale de vopsire de tipul răşinilor alchidice, epoxidice sau poliuretanice cu uscare în 12—24 ore. Aceste emailuri au o rezistenţă bună la intemperii şi prezintă luciu după uscare, dacă pelicula nu a fost impurificată cu praf.

2. Cînd fluxul tehnologic cere viteze mari de uscare trebuie folosite emailuri care se usucă în aer liber după maximum 30—60 min.

În această privinţă un pas important a fost făcut — prin realizarea de către Laboratorul central de cercetări lacuri şi cerneluri, a emailurilor combinate (nitroceluloză şi alchidal), folosite în producţia de serie a uzinei metalurgice ,,Tudor Vladimirescu'', Bucureşti. Acestea sînt mult mai rezistente la intemperii decît emailurile de nitroceluloză (duco), se usucă tot atît de repede, au un preţ de cost mai redus decît acela al emailurilor duco cu 6—8 lei pe kg, şi au putere de acoperire mai mare (2—3 straturi faţă de 5—6 straturi la duco).

Pentru obţinerea unei calităţi ridicate a peliculei de protecţie anticorosivă, cît şi pentru obţinerea unei finisări corespunzătoare este foarte important să se respecte următoarele reguli de aplicare a materialelor peliculogene :

Vopsirea să se execute numai în hale sau locuri special amenajate, la temperaturi de minimum 18°C şi maximum 65 % şi la o umiditate relativă. Direcţia jetului de vopsire trebuie să fie perpendiculară pe suprafaţă, pulverizarea să fie fină, iar distanţa de la pistol pînă la suprafaţă să nu depăşească 0,400—0,500 m. Aerul comprimat folosit pentru vopsire nu trebuie să aibă nici un fel de urmă de apă sau ulei. Atmosfera trebuie să fie curată. Înainte de vopsire trebuie să se stropească pe jos (vara). Ridicarea substanţială a calităţii protecţiei anticorosive a suprafeţelor metalice, finisarea lor la nivelul tehnicii mondiale, se poate face numai în instalaţii moderne, mecanizate sau chiar automatizate.

O instalaţie modernă de vopsire trebuie să posede :

Tunel de pregătire a suprafeţei pentru vopsire, în care să se execute prin duşare sau imersare (cufundare) : a) degresarea la cald ; spălarea cu apă caldă ; spălarea cu apă rece ; b) decaparea acidă ; spălarea cu apă caldă ; c) fosfatarea, spălarea cu apă caldă ; d) pasivizarea, spălarea cu apă caldă, spălarea cu apă rece ; e) uscarea la 110°C.

Cabine (fixe sau mobile) de grunduire prin pulverizare cu sisteme de ventilare şi filtre cu apă.

Cabine (fixe sau mobile) de vopsire prin pulverizare cu sisteme de ventilare şi filtre cu apă.

Cuptoare de uscare cu posibilităţi de reglare a temperaturii între 80 şi 140°C (fixe sau mobile, în funcţie de dimensiunile produselor).

Transportor pentru susţinerea şi conducerea pieselor sau agregatelor pe fluxul tehnologic de pregătire a suprafeţei şi de vopsire.

Asemenea tipuri de instalaţii au început să fie montate la Uzina ,,Steagul roşu'' —Braşov şi la uzina ,,Semănătoarea'' — Bucureşti.

Folosind în mod corespunzător instalaţiile de vopsire, realizînd şi respectînd procesele tehnologice de pregătire a suprafeţei şi de vopsire cele mai indicate, în funcţie de produs, introducînd materiale de vopsire noi, cu calităţi de protecţie şi estetice ridicate, muncitorii, tehnicienii şi inginerii din întreprinderile constructoare de maşini vor reuşi să realizeze cu succes ridicarea finisajelor la nivelul tehnicii mondiale.

Construcția de mașini

CZ 621. 436.052

Corectarea caracteristicilor motoarelor supraalimentate cu aprindere prin comprimare

Profesor ing. C. ARAMĂ
Institutul politehnic – București

Fabricarea în țară a unor tipuri de motoare cu aprindere prin comprimare supraalimentate ridică problema corectării caracteristicilor lor, ținînd seama de condițiile atmosferei standard. Dacă pentru motoarele nesupraalimentate se dispune de formule de corectare intrate în uz [1], pentru motoarele supraalimentate, problema stabilirii unor formule judicioase de corectare nu a căpătat încă o rezolvare acceptată.

În cele ce urmează, autorul își propune să aducă o contribuție la rezolvarea acestei probleme.

După cum se știe, supraalimentarea motoarelor cu aprindere prin comprimare poate fi clasificată după mai multe criterii.

Astfel, din punctul de vedere al modului de antrenare a suflantei se disting :

— *supraalimentarea mecanică,* atunci cînd suflanta este antrenată direct de către motor ;

— *turbosupraalimentarea,* atunci cînd suflanta este antrenată de către o turbină acționată de gazele de evacuare ale motorului.

Din punctul de vedere al valorii presiunii de supraalimentare se observă că :

— *supraalimentarea joasă* se produce la valori ale presiunii de supraalimentare de 1,3—2,0 kgf/cm^2 ;

— *supraalimentarea înaltă* (sau supraalimentarea) se produce la valori ale presiunii de supraalimentare de 2,0—4,0 kgf/cm^2 și mai mari.

În fine aerul precomprimat în suflantă poate fi introdus direct în motor sau după o răcire prealabilă.

Se menționează și posibilitatea răcirii pistoanelor (cu ulei). Ca indicație generală, puterea motorului poate crește cu 30% prin supraalimentare joasă, cu 45% prin supraalimentare înaltă, cu 55% prin supraalimentare înaltă cu răcire intermediară a aerului și cu 70% dacă la cazul precedent se adaugă și răcirea cu ulei a pistoanelor.

Condițiile atmosferice (presiune, temperatură, umiditate) își exercită influența, din punct de vedere calitativ, asupra caracteristicilor motoarelor supraalimentate ca și asupra motoarelor nesupraalimentate [1]. Aprecierea *cantitativă* a acestor influențe depinde, însă, în mare măsură de tipul supraalimentării realizate și în măsură destul de importantă de construcția motorului (în primul rînd de calitatea formării amestecului dintre combustibil și aer și de aceea a arderii), precum și de reglajul motorului încercat (la dozaj constant, la consum orar constant de combustibil etc.).

Astfel, în cazul motoarelor cu supraalimentare mecanică (și fără răcire intermediară) se poate aprecia că dependența de condițiile atmosferice este cantitativ aceeași ca și în cazul motoarelor nesupraalimentate. Ca atare, caracteristicile lor pot fi corectate cu formulele cunoscute [1].

Cazul motoarelor turbosupraalimentate — cu și fără răcire intermediară — ridică însă probleme particulare.

De mare importanță este factorul care limitează puterea (sau momentul motor, sau presiunea medie efectivă) motorului turbosupraalimentat, astfel încît cunoașterea conturului limită folosit la tararea motorului considerat este foarte necesară. Prin contur-limită autorul a definit [2] valorile presiunii medii efective care precizează limitele regimurilor acceptabile ale motorului la diferitele turații utilizate.

Pentru motorul turbosupraalimentat, limitările presiunii medii efective pot apărea prin precizarea unei valori impuse pentru :

— gradul de fum (pentru a împiedica depunerile carbonoase mai ales pe orificiile de injecție) ;

— temperatura gazelor de evacuare t_{ge} (pentru a limita suprasolicitarea supapelor de evacuare și a paletelor turbinei cu gaze) ;

—turația suflantei n_t (pentru a împiedica supraturarea acesteia, de obicei limitată strict de constructor) ;

— încărcarea termică a pistonului, Q_p ;

— presiunea maximă a gazelor din cilindru, p_{max}.

În figură se dă un exemplu de stabilire a unui contur-limită pentru un motor turbosupraalimentat, din care se observă că gradul de fum, t_{ge} şi n_t formează conturul-limită în cazul considerat.

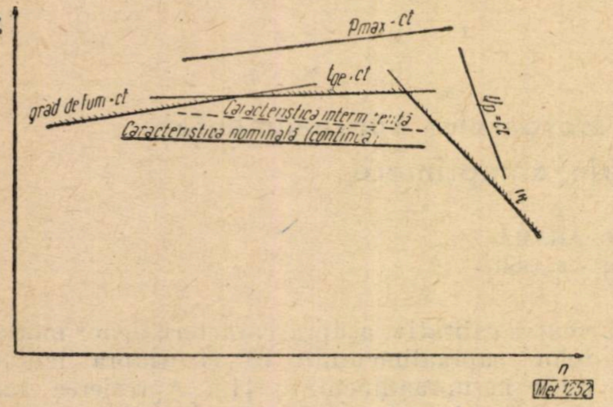


Fig. 1.

Q_p şi p_{max} nu sînt în general factori de limitare a presiunii medii efective deoarece pistoanele sînt eficient răcite în cazul considerat, iar supraalimentarea controlează în sens favorabil durata fenomenului de întîrziere la autoaprindere şi prin aceasta valoarea presiunii maxime nu depăşeşte mărimi admisibile.

Se înţelege că pentru un motor cu turaţie constantă este indicat să se ia în considerare numai factorul limitativ corespunzător pe conturul-limită la turaţia dată.

Pentru un motor cu turaţie variabilă este obligatoriu să se ia în considerare întregul contur-limită particular construcţiei date.

O dată conturul-limită cunoscut, este necesară o discuţie asupra influenţei atmosferice separat pentru cazul motorului turbosupraalimentat fără răcire intermediară faţă de cazul cu răcire intermediară.

În primul caz, corectarea se face în funcţie de factorul limită care trebuie menţinut constant.

Astfel, dacă se impune ca *gradul de fum* să fie neschimbat la variaţia condiţiilor atmosferice, se poate apela la formule de corecţie de tipul [1]:

$$P_{es} = P_e\left\{1 + \left[\left(\frac{p_s}{p}\right)^x \left(\frac{T}{T_s}\right)^m - 1\right]\frac{1}{\eta_m}\right\} \tag{1}$$

$$c_{es} = \frac{c_e}{\dfrac{1}{\eta_m} - \left(\dfrac{1}{\eta_m} - 1\right)\left(\dfrac{p}{p_s}\right)^x \left(\dfrac{T_s}{T}\right)^m} \tag{2}$$

în care:

P_e este puterea efectivă;
c_e — consumul specific efectiv de combustibil;
p — presiunea aerului (corectată faţă de umiditate);
T — temperatura aerului la admisia motorului;
η_m — randamentul mecanic;
s — indice care se referă la condiţiile atmosferice standard.

Experienţele au arătat că se poate lua $x = 1$ şi $m = 0{,}7$.

Acest caz ilustrează condiţia dozajelor egale în condiţiile standard şi în condiţiile încercării.

Dacă factorul de limitare devine *temperatura gazelor de evacuare*, atunci se poate lua $x = 0{,}7$ şi $m = 1{,}5$.

În cazul în care *turaţia suflantei* devine limita impusă, se poate lua $x = 0{,}7$ şi $m = 0{,}5$.

Uneori se acceptă limite diferite pentru puterea continuă (nominală) faţă de puterea intermitentă. Dacă, de exemplu, se impune ca *încărcarea termică a pistoanelor* să rămînă neschimbată, se poate lua $x = 0{,}1-0{,}2$ şi $m = 1$.

În cazul în care se pretinde ca corectarea să se facă la *consum orar constant de combustibil* (deci la dozaje mult variabile o dată cu condiţiile atmosferice), trebuie să se apeleze la formule de tipul [1]:

$$P_{es} = P_e\frac{1 + d_s\left(\dfrac{p_s}{p}\right)^x \left(\dfrac{T}{T_s}\right)^m}{1 + d_{ss}}\left[\frac{1}{\eta_m} - \left(\frac{1}{\eta_m} - 1\right)\left(\frac{p}{p_s}\right)^x \left(\frac{T_s}{T}\right)^m\right] \tag{3}$$

$$c_{es} = c_e\frac{1 + d_s}{1 + d_s\left(\dfrac{p_s}{p}\right)^x \left(\dfrac{T}{T_s}\right)^m} \cdot \frac{1}{\dfrac{1}{\eta_m} - \left(\dfrac{1}{\eta_m} - 1\right)\left(\dfrac{p}{p_s}\right)^x \left(\dfrac{T_s}{T}\right)^m} \tag{4}$$

în care, în plus faţă de cele definite, d este dozajul.

În acest caz, experienţa a arătat că se poate lua $x \cong 0{,}15$ şi $m = 0{,}4-0{,}5$.

Pentru motoarele cu răcire intermediară a aerului de supraalimentare, corectarea este influenţată de mărimea răcitorului şi de temperatura fluidului răcitor. Această influenţă poate fi prinsă în valorile exponentului m, deoarece puterea motorului nu mai depinde de temperatura exterioară, ci de temperatura la intrarea în cilindru. Aceste noi dependenţe fac imposibilă folosirea cu siguranţa necesară a unei formule de corectare. La aceasta contribuie în primul rînd lipsa unui material experimental *suficient de bogat* pentru a permite generalizări.

Standardele pentru încercarea motoarelor nu precizează formule de corectare a caracteristicilor motoarelor turbosupraalimentate (GOST 7433–55, DIN 6270–55, UIC 623 OR, CIMAC–1961).

Standardul britanic B.S. 649/1958 este singurul care propune o corectare a puterii motoarelor turbosupraalimentate, cu și fără răcire intermediară, redată în tabela 1.

Tabela 1

Corectarea față de :	Motoare în 4 timpi, turbosupraalimentate	
	fără răcire intermediară, %	cu răcire intermediară, %
Altitudine : pentru fiecare 300 m între 150 și 2 500 m	2,5	2,5
Temperatura aerului : pentru fiecare 5½°C peste 30°C	3,0	0
Temperatura apei la intrarea în răcitorul de supraalimentare : pentru fiecare 5½°C, peste 24 °C	—	3,0
Umiditatea	După tabele	0

Se mai poate menționa formula de corectare a puterii propusă de Sulzer :

$$P_{es} = P_e \left(\frac{T}{T_s} \right)^{0.5} . \tag{5}$$

Diferențele introduse prin diferitele metode de corectare sînt prezentate în tabela 2, în ipoteza că la măsurări s-a înregistrat de exemplu :

$$P_e = 2\,300 \text{ CP} ; \ \eta_m = 0{,}8 ; \ t = +35°\text{C} ;$$
$$p = 740 \text{ torr } (400 \text{ m}) ; \ \varphi = 40\%.$$

Luînd condițiile standard :

$$t_s = +20_0\text{C} ; \ p_s = 736 \text{ torr} ; \ \varphi = 70\% ;$$
$$d_s = 0{,}051,$$

se obțin rezultatele arătate în tabela 2

Tabela 2

Nr. crt.	Metoda de corectare	P_{es}, CP	P_{es}/P_e, %
1	Formula (1) :		
	a) gradul de fum = ct.	2 420	5,62
	b) t_{ge} = ct.	2 540	10,86
	c) n_t = ct.	2 380	3,75
	d) Q_p = ct.	2 450	6,35
2	Formula (3)	2 305	~0,20
3	B.S. 649—1958	2 430	5,71
4	Formula (5)	2 360	2,50

Se observă că metoda B.S. 649/1958 se apropie de cazul 1, *a* , iar formula (5) de cazul 1, *c*.

Bibliografie

[1] *Aramă, C.* Corectarea caracteristicilor motoarelor cu ardere internă cu admisiune normală. În : Metalurgia și Construcția de Mașini, XIII nr. 5, 1961.

[2] *Aramă, C.* Însemnări despre tartarea motoarelor cu ardere internă. În : Metalurgia și Construcția de Mașini XIII nr. 1, 1961.

CZ 621.664.01

Considerații cu privire la calculul debitului teoretic la pompele cu roți dințate

Ing. AUREL OPREAN
Editura Tehnică

Acționările și comenzile hidraulice s-au impus în ultima vreme ca unele dintre cele mai moderne și eficace mijloace de mecanizare și automatizare în construcția mașinilor-unelte, a liniilor automate, a preselor, a mașinilor agricole, a mașinilor auto, în aviație, transporturi, construcții etc. Interesul deosebit manifestat pentru aceste sisteme este legat de avantajele mari pe care le prezintă față de altele, atît în ceea ce privește dezvoltarea unor energii mari cu randament ridicat cît și transmiterea unor impulsuri de comandă de mare precizie.

În perfecționarea comenzii după program a mașinilor-unelte de precizie, pentru poziționarea sculei, s-a reușit să se obțină realizări deosebite prin construirea unui motor hidraulic rotativ care lucrează prin impulsuri. Acest motor are un domeniu de reglare de 30 000 000, poate să fie inversat într-un timp de numai 0,0015 s, iar oprirea, de exemplu, la o turația a motorului de 100 rot/min se face exact după 0,0006 rotații de la primirea semnalului de oprire.

Pentru introducerea cu succes a hidraulicii în construcția de mașini, spre a obține randamente ridicate, precizie și stabilitate în funcționare ale acestor sisteme, este necesară efectuarea unor studii teoretice și experimentale asupra diferitelor elemente și aparate, care intră în componența sistemelor hidraulice. Pe această linie trebuie să se arate că, deși s-au efectuat în ultima vreme un mare număr de cercetări ale sistemelor hidraulice, folosite în special în construcția mașinilor-unelte unde se impun condiții din cele mai severe legate de precizia de prelucrare de ordinul micronilor și de calitatea superioară a suprafețelor generate, au rămas încă nestudiate, sau insuficient studiate, numeroase probleme privind calculul debitelor, randamentelor, stabilității dinamice etc., la diferite tipuri de pompe, motoare, aparataj de comandă și auxiliar.

Pe această linie, în articol se va analiza problema calculului debitului pompelor cu roți dințate, care are o mare importanță la calculul și proiectarea nu numai a pompei și motoarelor cu roți dințate dar și în studiul și elaborarea schemei hidraulice în întregime, în alegerea parametrilor acesteia precum și în calculul celorlalte elemente componente ale sistemului hidraulic.

Pompele cu roți dințate au primit o largă răspîndire în cele mai variate mașini și instalații, pentru o gamă variată de debite și presiuni datorită simplității, costului redus și siguranței în exploatare. Pentru extinderea domeniului de utilizare a acestor pompe, în special în domeniul presiunilor mari, este necesar un studiu serios legat de regimurile de curgere a lichidului pe conturul complex al *cupelor* pompei, de variația presiunilor din pompă și echilibrarea lor, de pierderile prin jocurile acesteia, de forma rotorilor, de debitul și pulsația sa etc.

În acest articol se va expune numai calculul debitului teoretic. Trebuie să se menționeze de la început că în prezent există un mare număr de formule de calcul al debitului pompelor cu roți dințate, însă că acestea, în marea lor majoritate, sînt aproximative, multe din ele avînd abateri pînă la ±40% de la debitul geometric al pompei, ceea ce nu corespunde nici pe departe cerințelor actuale. Aceste abateri se datoresc gradului mare de aproximație introdus în calcul din cauza dificultăților legate de determinarea precisă a volumului *cupelor* limitat de porțiuni de evolventă, arcuri de cerc și segmente de dreaptă, adică datorită conturului complex al acestora, precum și de fenomenele de angrenare (grad de acoperire, corijare, jocuri la fundul danturii și pe flancuri, interferență etc.)

În ultimii ani s-au făcut progrese în ceea ce privește calculul debitului teoretic al pompelor cu roți dințate, adoptîndu-se metoda geometrică de calcul [1] [2] [3].

Această judicioasă metodă de calcul, bazîndu-se pe o analiză mai aprofundată a fenomenelor funcționale ale pompei și demonstrînd și influența lichidului *strivit*, dă într-adevăr un grad de precizie mai mare decît metodele precedente, dar prezintă serioase greutăți legate în primul rînd de un calcul laborios al conturului complex al golului dintre dinți, de variația formei acestui contur de la angrenaj la angrenaj în funcție de metoda de corijare, de metoda de generare a profilului danturii, de scule așchietoare și de alți parametri constructivi și funcționali.

Pentru determinarea debitului teoretic al pompelor cu roți dințate, autorul a urmat o altă cale pornind de la metoda clasică [4] a echivalenței dintre lucrul mecanic consumat și energia imprimată lichidului :

$$p dq = M \mathrm{d}\varphi ; \qquad (1)$$

deci :

$$dq = \frac{1}{p} M \mathrm{d}\varphi = b(r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}\varphi . \qquad (2)$$

În relația (1) M a fost înlocuit cu expresia $M = pb\ (r_e^2 - r_p^2 - x^2)$ [4]. Relația (2) poate fi considerată ca o relație inițială de la care se pornește pentru determinarea atît a debitului diferitelor tipuri de pompe cu roți dințate cît și a pulsațiilor debitului*. Din figura 1 se pot vedea notațiile folosite în relația (2).

Pentru a putea transforma relația (2) într-o formă accesibilă calculelor ulterioare va trebui să se exprime dφ în funcție de dx, adică legătura dintre rotația roții și deplasarea punctului de contact în lungul liniei de angrenare. Din figura 2 se vede că :

$$K_1 P - K_1 e = -x = r_b \operatorname{tg}\alpha - r_b \varphi = r_b (\operatorname{tg}\alpha - \varphi) \quad (3)$$

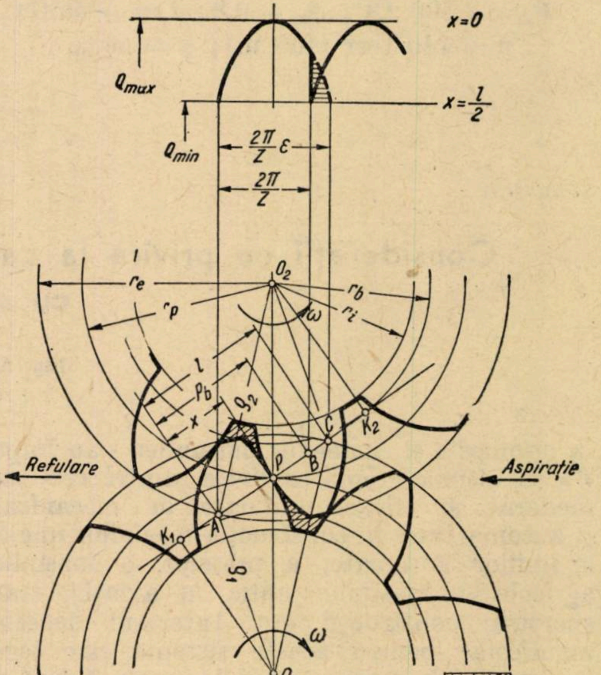


Fig. 1

$\overline{K_1 e} = \overset{\frown}{K_1 a}$ (datorită proprietății cunoscute a evolventei). Relația (3) se mai poate scrie :

$$x = r_b (\varphi - \operatorname{tg}\alpha). \qquad (4)$$

---

* Studiul de față se referă numai la calculul debitului, pulsațiile făcînd obiectul altei lucrări.

Făcînd diferenţiala acestei expresii se obţine :

$$dx = r_b \, \mathrm{d}\varphi \qquad (5)$$

sau înlocuind

$$\mathrm{d}\varphi = \frac{\mathrm{d}x}{r_b}\,; \quad b = \lambda m\,; \quad r_b = \frac{mz \cos \alpha_0}{2}$$

se obţine relaţia generală :

$$\mathrm{d}q = \frac{2}{z \cos \alpha_0} \left(r_e^2 - r_p^2 - x^2\right) dx, \qquad (6)$$

care va sta la baza tuturor calculelor ulterioare ale debitului teoretic la diverse tipuri de pompe cu roţi dinţate.

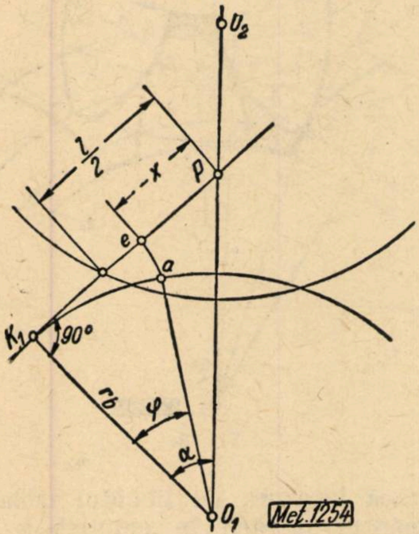


Fig. 2

În figura 1 se vede că o pereche de dinţi aflaţi în angrenare începe să refuleze din punctul A, unde $x = \frac{l}{2}$; pe măsura deplasării punctului de contact în lungul liniei de angrenare AC debitul creşte devenind maxim în punctul P (pentru $x = 0$) după care scade pînă în punctul B, unde intră în angrenare perechea următoare de dinţi care începe să refuleze din acest punct.

Datorită faptului că gradul de acoperire ε este în general mai mare decît unitatea, o anumită cantitate de lichid corespunzătoare segmentului $\overline{BC}$, adică $l - p_b$, este izolată de camera de refulare (porţiunea haşurată orizontal din fig. 1) şi faptul că această cantitate se recuperează sau nu depinde numai de construcţia pompei. Avînd în vedere acest fenomen al lichidului *strivit* se va studia în cele ce urmează amîndouă cazurile posibile şi anume : cazul cînd nu se recuperează lichidul strivit şi cazul cînd acesta se recuperează.

1) *Cazul de nerecuperare a lichidului strivit*

În acest caz cantitatea menţionată este sustrasă din camera de refulare fie în mod direct, fie fiind dirijată prin canale laterale în camera de aspiraţie. Analiza se referă la cazul cel mai frecvent întîlnit şi anume la pompe cu rotori cilindrici cu dinţi drepţi şi cu un anumit joc lateral între dinţi.

Pornind de la expresia de bază (6) a debitului elementar se poate determina volumul refulat de o pereche de dinţi prin relaţia :

$$q_{p\cdot d} = 2\int_0^{\frac{l}{2}} \mathrm{d}q - \int_{p_b - \frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} \mathrm{d}q = \frac{4\lambda}{z \cos \alpha_0} \int_0^{\frac{l}{2}} \left(r_e^2 - r_p^2 - x^2\right) \mathrm{d}x -$$

$$- \frac{2\lambda}{z \cos \alpha_0} \int_{p_b - \frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} \left(r_e^2 - r_p^2 - x^2\right) \mathrm{d}x =$$

$$= \frac{2\lambda}{z \cos \alpha_0} \left\{ l\left(r_e^2 - r_p^2\right) - \frac{l^3}{12} - \left(r_e^2 - r_p^2\right)\left(l - p_b\right) + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{3}\left[\frac{l^3}{8} - \left(p_b - \frac{l}{2}\right)^3\right] \right\}. \qquad (7)$$

În această expresie integrala cu semnul minus reprezintă cantitatea (haşurată în fig. 1) care este sustrasă din camera de refulare, corespunzătoare abscisei $\frac{2\pi}{z}\varepsilon - \frac{2\pi}{z}$.

După unele simplificări şi regrupări, se ajunge la expresia :

$$q_{p\cdot d} = \frac{2\lambda}{z \cos \alpha_0} \left[\left(r_e^2 - r_p^2\right) p_b - \frac{1}{3} p_b^3 + p_b^2 \frac{l}{2} - p_b \frac{l^2}{4}\right]. \qquad (8)$$

Pentru a aduce expresia (8) la o formă mai accesibilă calculelor obişnuite se vor înlocui valorile lui r_e, r_p, p_b şi l astfel :

a) *Pentru danturile corijate cu corijare unghiulară*

$$r_e = \frac{m(z + 2 + 2\xi)}{2}\,; \quad r_p = \frac{m(z + 2\xi)}{2}\,;$$

$$p_b = p' \cos \alpha = p \cos \alpha_0\,;$$

$$l = \pi m \varepsilon \cos \alpha\,; \ \cos \alpha = \cos \alpha_0 \frac{A_0}{A} \text{ sau } \cos \alpha =$$

$$= \cos \alpha_0 \frac{z}{z + 2\xi}.$$

În aceste relaţii s-au folosit următoarele notaţii :

r_e — raza vîrfurilor roţii ;
r_p — raza cercului de rulare a roţii ;
p_b — pasul roţii pe cercul de bază ;
α_0 — unghiul de angrenare iniţial ;
α — unghiul de angrenare după corijare ;
ε — gradul de acoperire ;
ξ — coeficientul de corijare ;
l — lungimea segmentului de angrenare ;
A_0 — distanţa între axe iniţială ;
A — distanţa între axe după corijare ;
m — modulul ;
z — numărul de dinţi.

Prin această înlocuire se obține:

$$q_{p\cdot d} = \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\left\{\left[\frac{m^2(z+2+2\xi)^2}{4} - \right.\right.$$

$$\left.- \frac{m^2(z+2\xi)^2}{4}\right]\pi m\cos\alpha_0 - \frac{1}{3}\pi^3 m^3\cos^3\alpha_0 +$$

$$\left. + \frac{\pi^3 m^3 \varepsilon\cos^2\alpha_0\cos\alpha}{2} - \frac{\pi^3 m^3\varepsilon^2\cos\alpha_0\cos^2\alpha}{4}\right\} =$$

$$= \frac{2\pi\lambda m^3}{z}\left\{z+1+2\xi-\pi^2\cos^2\alpha_0\left[\frac{\varepsilon^2}{4}\frac{z^2}{(z+2\xi)^2} - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \frac{\varepsilon}{2}\cdot\frac{z}{z+2\xi} + \frac{1}{3}\right]\right\}. \tag{9}$$

Dacă în expresia (9) se notează:

$$\frac{\varepsilon^2}{4}\frac{z^2}{(z+2\xi)^2} - \frac{\varepsilon}{2}\cdot\frac{z}{z+2\xi} + \frac{1}{3} = \Psi_{z\varepsilon};$$

$$\pi^2\cos^2\alpha_0 = K_{\pi\alpha} \quad \text{şi} \quad z+1+2\xi = \varphi_{z\xi},$$

iar volumul refulat de o pereche de dinți $q_{p\cdot d}$ este înmulțit cu z, se obține expresia debitului specific teoretic al pompei cu roţi dințate în forma finală:

$$q_t = 2\pi\lambda m^3(\varphi_{z\xi} - K_{\pi\alpha}\Psi_{z\varepsilon}). \tag{10}$$

b) *Pentru danturi necorijate.* Înlocuind în expresia (8):

$$r_e = \frac{m(z+2)}{2};\ r_p = \frac{mz}{2};$$

$p_b = \pi m \cos\alpha_0$; $l = \pi m\varepsilon\cos\alpha_0$; se obține:

$$q'_{p\cdot d} = \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\left\{\left[\frac{m^2(z+2)^2}{4} + \frac{m^2z^2}{4}\right]\pi m\cos\alpha_0 - \right.$$

$$\left. - \frac{1}{3}\pi^3 m^3\cos^3\alpha_0 + \frac{\pi^3 m^3\varepsilon\cos^3\alpha_0}{2} - \frac{\pi^3 m^3\varepsilon^2\cos^3\alpha_0}{4}\right\} =$$

$$= \frac{2\pi\lambda m^3}{z}\left[z+1-\pi^2\cos^2\alpha_0\left(\frac{\varepsilon^2}{4} - \frac{\varepsilon}{2} + \frac{1}{3}\right)\right]; \tag{11}$$

aceeași expresie se poate obține direct prin înlocuirea lui $\xi = 0$ în relația (9).

Avînd în vedere aceste notații debitul specific teoretic la pompele cu danturi necorijate se poate deci scrie astfel:

$$q'_t = 2\pi\lambda m^3(\varphi_z - K_{\pi\alpha}\Psi_\varepsilon). \tag{12}$$

2) *Cazul de recuperare a lichidului strivit*

Pentru a lămuri fenomenul de recuperare se recurge la figura 3 de unde se poate constata că, datorită faptului că $p_b < l$, adică $\varepsilon > 1$, perechea de dinți *1* și *1'* intră în angrenare în punctul S_1, înainte ca perechea de dinți *2* și *2'* să iasă din angrenare (punctul S_2). Ca urmare, lichidul din spațiul hașurat va fi izolat complet de camera de refulare și în momentul imediat următor se va înapoia în camera de aspirație, dacă pompa nu este prevăzută cu canale speciale care în momentul izolării acestui lichid să-l dirijeze în camera de refulare. Problema executării acestor canale în așa fel încît să facă legătura cu lichidul izolat exact în momentul intrării în contact a dinților *1* și *1'* în punctul S_1 este dificilă. Pentru acest motiv — la care se mai adaugă și existența unui *spațiu mort* specific pompelor cu roți dințate — recuperarea nu poate fi integrală.

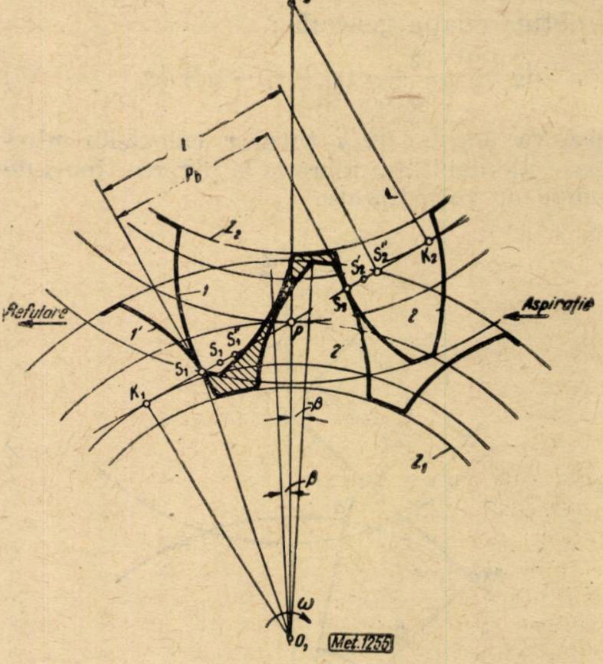


Fig. 3.

Din figurile 3 și 4 se vede că în momentul intrării în angrenare a dinților *1* și *1'* cantitatea de lichid cuprinsă în spațiul hașurat este maximă și corespunde ordonatei q'_{max} (fig. 4). După rotirea roții motoare Z_1 cu unghiul β (fig. 3), adică atunci cînd punctul de contact S_1 se deplasează în punctul S'_1, iar S_2 în S'_2, cantitatea de lichid inițială q'_{max} se micșorează pînă la o valoare q'_{min} datorită dislocării cantității de lichid $q'_{max} - q'_{min}$ de către dintele *1* al roții conduse Z_2. În consecință, volumul de lichid $q' = q'_{max} - q'_{min}$ este cantitatea maximă recuperabilă în cazul unei dirijări corespunzătoare prin canalele menționate. Dislocarea volumului maxim posibil are loc în poziția corespunzătoare unghiului de rotire β și anume atunci cînd dintele *1* al roții Z_2 și dintele $2'$ al roții Z_1 sînt dispuși simetric față de axa $0_1\ 0_2$.

Cantitatea q'_{min} rămasă în spațiul izolat, după rotirea în continuare a roții motoare Z_1 pînă cînd punctele de contact ocupă pozițiile S''_1 și S''_2 nu poate fi recuperată în nici un fel, corespunzînd *spaţiului mort* al pompei cu roţi dinţate.

Construcţia canalelor de recuperare trebuie să asigure atît comunicarea între spaţiul izolat şi camera de refulare în momentul în care intră în contact roţile 1 şi 1′, cît şi întreruperea acestei legături în momentul în care cantitatea $q'_{max} - q'_{min}$ a fost dislocată.

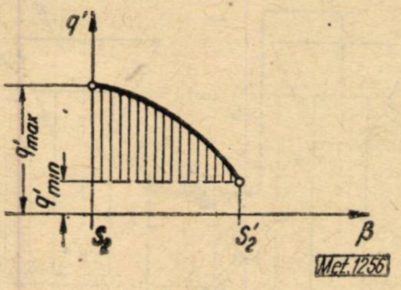


Fig. 4.

Din analiza amănunţită a acestui fenomen de recuperare reiese caracterul continuităţii refulării chiar după intrarea în contact a perechii de dinţi *1* şi *1′*, schimbîndu-se doar direcţia de refulare a acestui volum de lichid suplimentar. Caracterul de variaţie a acestui volum suplimentar este exponenţial şi poate fi determinat prin integrarea în limitele corespunzătoare a expresiei $\frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}(r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x$.

Limitele de integrare corespunzătoare deplasării punctului de contact din S_2 pînă în S'_2 sînt $p_b - \frac{l}{2}$ şi $p_b/_2$; în consecinţă:

$$q'_{p\cdot d} = q'_{max} - q'_{min} = \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\int_{p_b-\frac{l}{2}}^{p_b/_2}(r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x =$$

$$= \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\left\{(r_e^2 - r_p^2)\left(p_{b/_2} - p_b + \frac{l}{2}\right) - \frac{1}{3}\left[\frac{p_b^3}{8} - \right.\right.$$

$$\left.\left. - \left(p_b - \frac{l}{2}\right)^3\right]\right\} = \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\left[(r_e^2 - r_p^2)\frac{l}{2} + \right.$$

$$\left. + \frac{7}{24}p_b^3 - p_b^2\frac{l}{2} + p_b\frac{l^2}{4} - \frac{l^3}{24}\right] \tag{13}$$

sau, înlocuind valorile lui r_e, r_p, l şi p_b în relaţia (13), se obţine:

a) *pentru danturi corijate*

$$q'_{p\cdot d} = \frac{2\lambda}{z\cos\alpha_0}\left\{\left[\frac{m^2(z+2+2\xi)^2}{4} - \right.\right.$$

$$\left. - \frac{m^2(z+2\xi)^2}{4}\right]\pi m\,\varepsilon\cos\alpha_0\frac{z}{z+2\xi} + \frac{7}{24}\pi^3 m^3\cos^3\alpha_0 -$$

$$- \frac{1}{2}\pi^3 m^3\varepsilon\cos^3\alpha_0\frac{z}{z+2\xi} +$$

$$+ \frac{1}{4}\pi^3 m^3\varepsilon^2\cos^3\alpha_0\frac{z^2}{(z+2\xi)^2} -$$

$$\left. - \frac{1}{24}\pi^3\varepsilon^3 m^3\cos^3\alpha_0\frac{z^3}{(z+2\xi)^3}\right\} =$$

$$= \frac{2\pi\lambda m^3}{z}\left\{(z+1+2\xi)\frac{z}{z+2\xi}\frac{\varepsilon}{2} - \right.$$

$$- \pi^2\cos^2\alpha_0\left[\frac{\varepsilon^3}{24}\frac{z^3}{(z+2\xi)^3} - \frac{\varepsilon^2}{4}\frac{z^2}{(z+2\xi)^2} + \right.$$

$$\left.\left. + \frac{\varepsilon}{2}\frac{z}{(z+2\xi)} - \frac{7}{24}\right]\right\}. \tag{14}$$

Înmulţind expresia (14) cu z pentru a determina debitul suplimentar pentru o rotaţie şi notînd:

$$\frac{z}{z+2\xi}\cdot\frac{\varepsilon}{2} = \delta_{z\varepsilon};$$

$$\frac{\varepsilon^3}{24}\cdot\frac{z^3}{(z+2\xi)^3} - \frac{\varepsilon^2}{4}\cdot\frac{z^2}{(z+2\xi)^2} +$$

$$+ \frac{\varepsilon}{2}\cdot\frac{z}{z+2\xi} - \frac{7}{24} = \gamma_{z\varepsilon};$$

menţinînd şi notaţiile din relaţia (10) se obţine în final:

$$q' = 2\pi\lambda m^3(\varphi_{z\xi}\delta_{z\varepsilon} - K_{\pi\alpha}\gamma_{z\varepsilon}). \tag{15}$$

Pentru determinarea finală a debitului specific teoretic în cazul recuperării lichidului *strivit* la pompele cu danturi corijate este necesar să se însumeze cele două debite q_t şi q'_t, obţinîndu-se:

$$q_c = q_t + q' = 2\pi\lambda m^3(\varphi_{z\xi} - K_{\pi\alpha} - \Psi_{z\varepsilon}) +$$

$$+ 2\pi\lambda m^3(\varphi_{z\xi}\delta_{z\varepsilon} - K_{\pi\alpha}\gamma_{z\varepsilon}) = 2\pi\lambda m^3[\varphi_{z\xi}(1 +$$

$$+ \delta_{z\varepsilon}) - K_{\pi\alpha}(\Psi_{z\varepsilon} + \gamma_{z\varepsilon})]. \tag{16}$$

b) *Pentru danturi necorijate*. Debitul de lichid suplimentar se poate obţine în acest caz prin înlocuirea lui $\xi = 0$ în expresia (14):

$$q'_{p\cdot d} = \frac{2\pi\lambda m^3}{z}\left[(z+1)\frac{\varepsilon}{2} - \right.$$

$$\left. - \pi^2\cos^2\alpha_0\left(\frac{\varepsilon^3}{24} - \frac{\varepsilon^2}{4} + \frac{\varepsilon}{2} - \frac{7}{24}\right)\right] \tag{17}$$

sau:

$$q'' = 2\pi\lambda m^3(\varphi_z\,\delta_\varepsilon - K_{\pi\alpha}\gamma_\varepsilon). \tag{18}$$

Debitul specific teoretic în cazul danturii necorijate se exprimă prin relaţia:

$$q_n = q'_t + q'' = 2\pi\lambda m^3[\varphi_z(1+\delta_\varepsilon) - K_{\pi\alpha}(\Psi_\varepsilon + \gamma_\varepsilon)]. \tag{19}$$

3) *Calculul debitului teoretic specific pentru cazul danturilor înclinate*

În ultima vreme au început să apară o serie de pompe cu roţi dinţate cu danturi înclinate.

Motivele pentru care aceste pompe încep să se folosească sînt legate de avantajele pe care aceste angrenaje le prezintă față de cele cu dinți drepți, în privința funcționării, uzurii, zgomotului și pulsației.

a) *Determinarea debitului specific teoretic la pompele cu dantură înclinată corijată.* Se pornește de la relația (7) la care se adaugă influența înclinării danturii:

$$q_c' = z\left[\frac{4}{mz\cos\alpha_0}\int_0^{\frac{l}{2}}(r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x - \right.$$

$$\left. - \frac{2}{mz\cos\alpha_0}\int_{p_b-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}}(r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x\right]\int_0^b \mathrm{d}a\,; \quad (20)$$

înlocuind $\mathrm{d}a = \frac{\mathrm{d}y}{\cos\beta}$, în care β este înclinația danturii, se obține:

$$q_c' = \frac{2}{m\cos\alpha_0}\left[2\int_0^{\frac{l}{2}}\int_0^b (r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x\,\mathrm{d}y - \right.$$

$$\left. - \int_{p_b-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}}\int_0^b (r_e^2 - r_p^2 - x^2)\,\mathrm{d}x\,\mathrm{d}y\right] =$$

$$= \frac{2b}{m\cos\beta\cos\alpha_0}\left[(r_e^2 - r_p^2)\,p_b - \frac{1}{3}p_b^3 + p_b^2\frac{l}{2} - p_b\frac{l^2}{4}\right]. \quad (21)$$

Înlocuind $b = \lambda m$; $\frac{\lambda}{\cos\beta} = \varkappa$; precum și valorile r_e, r_p, p_b, l, $\cos\alpha$ cu valori corespunzătoare se obține:

$$q_c' = 2\pi\, m^3 \varkappa\,(\varphi_{z\xi} - K_{\pi x}\,\Psi_{z\varepsilon}). \quad (22)$$

b) *Determinarea debitului specific teoretic în cazul danturilor înclinate necorijate.* Acest debit se obține înlocuind în relațiile (9) și (21), $\xi = 0$;

$$q_n' = 2\pi\, m^3 \varkappa\,[\varphi_z - K_{\pi x}\,\Psi_\varepsilon]. \quad (23)$$

4) *Verificarea experimentală a calculelor analitice ale debitului specific teoretic*

Determinarea debitului teoretic al pompelor în cazul diferitelor încercări experimentale se face în mod obișnuit la standul experimental la *presiunea zero*. În cazul de față acest mod de determinare experimenală a debitului teoretic nu este satisfăcător din punct de vedere al preciziei, de aceea a fost nevoie de elaborarea unei instalații speciale reprezentată în figura 5.

Pentru a determina debitul teoretic al pompei cu roți dințate *2* pe cale experimentală cu precizia necesară, instalația experimentală trebuie să fie astfel construită încît să elimine complet orice influențe care ar putea duce la abateri de la debitul efectiv geometric al pompei. După cum se știe, cauza principală a pierderilor volumetrice în pompă este diferența de presiune între cele două camere de aspirație și refulare, chiar și la funcționarea în gol a acesteia. Pentru a elimina această sursă de abatere de la debitul teoretic au fost prevăzuți în instalație doi cilindri 6 și 7 de diametre și înălțimi egale, care creează o presiune egală în cele două camere ale pompei 2 prin înălțimile coloanelor de lichid h_1 și h_2.

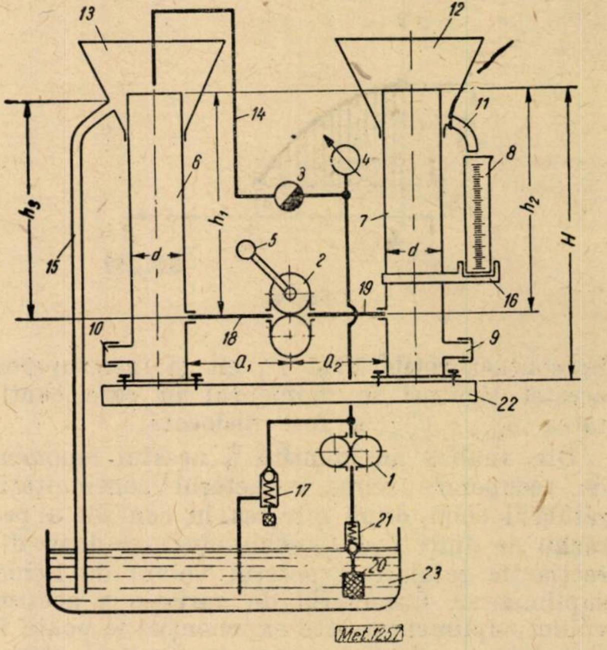


Fig. 5.

Eliminarea pierderilor la aspirație s-a realizat prin montarea pompei în poziție *înecată*, iar diametrele și lungimea conductelor de aspirație (18) și refulare (19) sînt egale spre a nu avea diferențe de presiune suplimentare.

Antrenarea pompei s-a făcut manual de la maneta 5 pentru a elimina pierderile umplerii incomplete a *cupelor* pompei din cauza viscozității lichidului și turației mari, care au loc în mod obișnuit prin antrenarea mecanică a pompei (pierderi cavitaționale).

O problemă dificilă a fost menținerea unei coloane constante de lichid în cei doi cilindri în tot timpul experiențelor. Pentru rezolvarea acestei probleme a fost nevoie de introducerea unui circuit hidraulic suplimentar compus din pompa 1 și droselul 3 cu care se reglează astfel debitul acestui circuit încît să compenseze volumul aspirat din cilindrul 6. Pîlnia 13 și conducta 15 servesc pentru eliminarea posibilității creșterii coloanei de lichid peste înălțimea admisibilă h_1.

Lichidul refulat de pompă în cilindrul 7 este colectat în pîlnia 12 și se scurge în cilindrul gradat 8 cu care de fapt se face măsurarea debitului teoretic.

Pentru verificarea experimentală a debitului teoretic calculat analitic au fost încercate două pompe cu roți dințate cu dantură corijată, una cu dantura dreaptă și a doua cu dantura înclinată avînd următorii parametri: $Z = 8$, $m = 5$ mm; $b = 22$ mm; $\xi = 0{,}5$ și respectiv $Z = 8$, $m = 5$ mm, $b = 22$ mm, $\xi = 0{,}5$; $\beta = 15°$, la care în prealabil s-a determinat analitic debitul teoretic.

a) *Calculul debitului teoretic la pompa cu dinți drepți* s-a efectuat cu relația (10), obținîndu-se un debit specific teoretic $q = 31{,}985$ cm^3.

Determinarea debitului specific teoretic pe cale experimentală s-a efectuat la instalația redată în figura 5, cu care s-a efectuat un mare număr de încercări pentru a obține o cît mai mare exactitate a măsurărilor. Aceasta a fost necesar deoarece stabilizarea procesului de măsurare s-a obținut destul de greu din cauza aderenței peliculelor de ulei pe pereții vasului și din cauza inerției lichidului care modifică rezultatele măsurărilor.

Pentru aceleași motive de mărire a preciziei măsurărilor determinarea debitului nu s-a efectuat pentru o singură rotație, ci pentru un număr mai mare și anume pentru zece și douăzeci de rotații, împărțindu-se apoi volumul obținut la numărul respectiv. Rezultatele măsurării sînt redate în tabela 1.

Determinarea parametrului măsurat s-a făcut cu ajutorul mediei aritmetice, ca cea mai verosimilă valoare obținută dintr-o serie de măsurări de aceeași precizie:

$$A = \frac{a_1 + a_2 + a_3 + \ldots + a_n}{n} = \frac{\Sigma a}{n} = \frac{15{,}350}{16} = 32{,}210 \text{ cm}^3.$$

Eroarea mediei aritmetice este:

$$\rho_A = \pm\, 0{,}6745 \sqrt{\frac{\Sigma\, \varepsilon^2}{n(n-1)}} = \pm\, 0{,}6745 \sqrt{\frac{0{,}04055}{16.15}} = \pm\, 0{,}00849.$$

Comparînd debitul specific teoretic calculat cu cel determinat experimental, se constată o precizie ridicată a formulelor analitice propuse, abaterea fiind doar de 7‰. De fapt această abatere se încadrează în eroarea de măsurare așa că experiențele efectuate confirmă pe deplin justețea calculelor teoretice elaborate.

Pentru a ilustra avantajele formulelor elaborate de autor se prezintă în tabela 2 o ana-

Tabela 1

Nr. crt.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
q_i	32,125	32,250	32,200	32,250	32,200	32,375	32,125	32,350	32,350	32,350	32,325	32,250	32,000	32,100	32,000	32,100

Tabela 2

Nr. crt. al formulei	Formula de calcul	Debitul specific calculat q, cm^3	Abaterea de la valoarea experimentală, %
1	$2\, Sg\, z\, b$	33,430	+3,7
2	$3{,}5\,(r_e^2 - r_i^2)\, b$	37,160	+11,5
3	$\pi A\,(d_e - A)\, b$	30,480	−5,5
4	$\frac{2\,l}{m \cos \alpha_0}\left(m^2 + m^2 z - \frac{l^2}{12}\right) b$	25,100	−22
5	$2\pi\, m\, d_p \left(1 + \frac{0{,}013989\, m \cos \alpha}{z}\right) b$	31,100	−3,5
6	$\omega b\, m^2\, z$	27,600	−14,5
7	$\omega m^2 \left(z + 1 - \frac{\pi^2 \cos^2 \alpha}{48}\right) b$	29,330	−9
8	$2\pi \left[r_e^2 - \frac{A^2}{4} - \frac{p_b}{4}(3\,\varepsilon^3 - 6\,\varepsilon^2 + 4)\right] b$	28,320	−12
9	$2\,\pi\, b\, m^2\,(z + 1 + \sin^2 \alpha_0)$	31,429	−2,5
10	$2\pi\, r_b^2 \left[\mathrm{tg}^2\, \alpha_e - \mathrm{tg}^2\, \alpha_p - \frac{\pi^2}{z^2}\left(\varepsilon^2 - 2\,\varepsilon + \frac{4}{3}\right)\right] b$	31,336	−3
11	$2\pi\, \lambda\, m^3\,(\varphi_{z\xi} - K_{\pi\alpha}\, \Psi_{z\varepsilon})$	31,985	−0,7

liză comparativă a diferitelor rezultate obţinute pînă în prezent. Relaţia 11, elaborată de autor, dă o precizie de calcul de circa patru ori mai mare decît cele bazate pe metoda geometrică şi de circa 20 ori mai mare decît aceea a radiaţiilor de calcul obişnuite.

b) *Pentru pompa cu roţi dinţate cu dantură înclinată* s-a calculat debitul specific teoretic cu formula (21) obţinîndu-se $q = 33{,}146$ cm³, ceea ce reprezintă o creştere a debitului specific cu circa 3% faţă de pompele cu dantură dreaptă (pentru aceiaşi parametri constructivi).

Rezultatele măsurărilor experimentale sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Nr. crt.	1	2	3	4	5	6	7	8
q_i	33,00	33,11	32,88	33,11	33,05	33,11	32,75	33,10

Calculînd debitul cu relaţia mediei aritmetice, se obţine

$$A = \frac{\Sigma a}{n} = \frac{264{,}11}{8} = 33{,}013 \text{ cm}^3.$$

Rezultă prin urmare o abatere a calculelor teoretice de la determinările experimentale extrem de mică de 4‰.

Concluzii

1. Problema determinării debitului teoretic la pompele cu roţi dinţate, care au început să aibă o largă utilizare în cele mai variate sisteme hidraulice, este de mare actualitate atît pentru calculul şi proiectarea acestor pompe cît şi pentru încercările experimentale.

2. Formulele redate în prezentul studiu pentru calculul debitului teoretic al pompelor cu roţi dinţate reuşesc să cuprindă toţi parametrii care influenţează acest debit precum şi fenomenul de comportare a lichidului *strivit*, ceea ce a condus la obţinerea unei precizii de calcul ridicate, confirmată de încercările experimentale.

3. Pe baza analizei diferitelor tipuri de danturi şi a elementelor lor comune s-a obţinut o metodă unică de calcul şi o expresie generală cu ajutorul căreia se pot determina debitele teoretice pentru tipurile uzuale de pompe precum şi pulsaţiile acestor debite.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Iudin, E. M.* Şesterennîe nasosî. Oboronghiz, 1957.

[2] *Hagen K.* Volumenverhältnisse, Wirkungsgrade und Druckschwankungen in Zahnradpumpen, 1959.

[3] *Ribkin, E. A.* şi *Usov, A. A.* Şesterennîe nasosî dlea metallorejuşcih stankov. Maşghiz, 1960.

[4] *Oprean A.* Contribuţii la studiul şi construcţia variatorilor hidraulici de turaţii. În : Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 3, 1962.

[5] *Iacovlev, K. P.* Matematiceskaia obrabotka rezultatov izmerenii. Moskva, 1953.

[6] Moteur hydraulique Acradrive/22 conçu pour commandes incorporées par Cincinnati. În : La Machine Moderne nr. 3, 1962.

CZ 621.585.23 : 621.004.62

Aspecte noi privind aprecierea pierderilor şi mărirea duratei de viaţă a agregatelor hidrostatice

Ing. ION NAN şi ing. ROMULUS SUSAN

Uzina „23 August" Institutul de construcţii – Bucureşti

Răspîndirea largă pe care a căpătat-o transmisia hidrostatică în ultima perioadă se datoreşte, în mare măsură, nu numai avantajelor sale specifice, ci şi faptului că s-au realizat pompe şi motoare cu pistoane axiale cu randament ridicat şi durată mare de viaţă. Se pot obţine astăzi curent randamente de ordinul 0,92 şi durate de viaţă de ordinul miilor sau chiar zecilor de mii de ore, presiunile de funcţionare fiind 150–400 kgf/cm². Asemenea performanţe au fost posibile numai după studii şi încercări îndelungate care au condus la utilizarea în cele mai multe cazuri a blocului de cilindri rotativ, antrenat chiar de pistoane şi a distribuitorului frontal, plan sau mai ales sferic. Acesta din urmă este insensibil la erori mici de aliniere a axei blocului faţă de cea a distribuitorului şi asigură automat un reglaj al jocului şi o etanşare în funcţie de presiunea de lucru. În cazul unei uzuri uniforme, acest distribuitor îşi păstrează caracteristicile, indiferent de gradul de uzură, întrucît jocul se stabileşte automat.

În figura 1 este reprezentată o construcţie modernă de pompă cu bloc de cilindri rotativ şi distribuitor sferic. Axul de antrenare 3 este sprijinit prin rulmenţii 10 şi 11, în carcasa 2. De acest ax sînt prinse, prin articulaţii sferice, cele şapte biele 6 ale pistoanelor 5, care se mişcă în blocul de cilindri 4, sprijinit la rîndul lui pe suprafaţa sferică a distribuitorului 7 şi pe o articulaţie sferică a unui pivot central 8 articulat și el în centrul axului de antrenare. Efortul de împingere axial este preluat de rulmentul 9. Prin învîrtirea axului de antrenare primesc mișcarea și bielele 6 care — prin pistoane — învîrtesc blocul de cilindri. Datorită unghiului γ pe care îl face axul blocului cu axul de antrenare, la o rotație completă a acestuia, pistoanele efectuează o cursă alternativă. Pe de altă parte, blocul — în mișcarea sa de rotație — pune spațiile de deasupra pistoanelor în comunicație cu canalele de aspirație și evacuare din distribuitorul 7, realizîndu-se astfel pomparea uleiului.

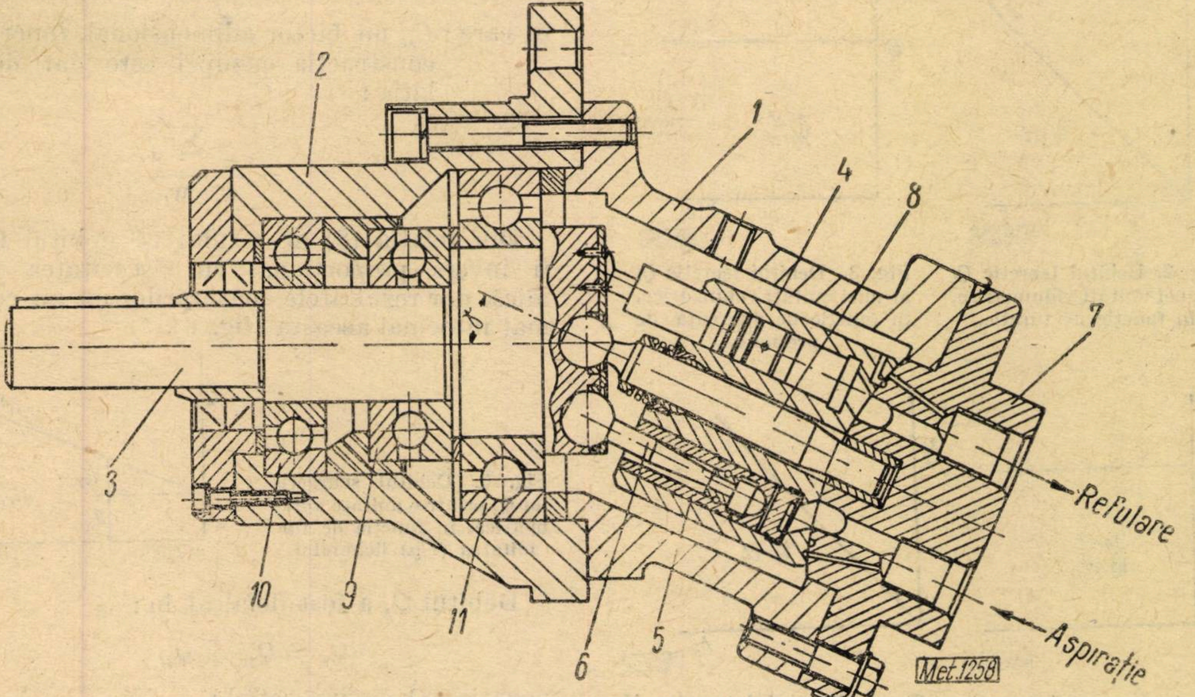


Fig. 1. Pompă cu pistoane axiale cu debit constant :

1 — carcasă înclinată ; *2* — carcasă ; *3* — axul de antrenare ; *4* — blocul cilindrilor ; *5* — pistoane ; *6* — biele ; 7 — distribuitor ; *8* — pivot ; *9*— rulment axial ; *10, 11* — rulmenți radiali.

Cele două aspecte : randamentul — în special cel volumetric — și durata de funcționare sînt dictate în mare măsură de caracteristicile distribuitorului.

În cele ce urmează se vor indica anumite considerații teoretice asupra randamentului în agregatele hidrostatice ca și măsuri constructive utilizate pentru obținerea unei etanșări bune la o durată mare de funcționare a distribuitorului.

A. *Considerații teoretice asupra randamentului*

Studii și încercări precise de laborator au fost întreprinse de o seamă de cercetători pentru a găsi o formulare matematică a influenței diferiților factori asupra randamentului unei unități hidrostatice. Rezultatele experiențelor nu au confirmat totdeauna calculele ; ele au arătat însă că într-o mare măsură considerațiile teoretice au fost juste. Considerînd că este util ca cei interesați în problema transmisiilor hidrostatice să cunoască și aceste aspecte teoretice ale randamentului, se redau în cele ce urmează rezultatele obținute.

a) *Pompe și motoare volumetrice fără pierderi.* Considerînd agregatele fără jocuri și constituite din piese neelastice, debitul teoretic este dat de relația :

$$Q_t = n \cdot W_t \tag{1}$$

Puterea mecanică primită fiind egală cu cea cedată, rezultă :

$$M_t \cdot \omega = \Delta p \cdot Q_t ; \tag{2}$$

$$\omega = 2\,\pi\, n. \tag{3}$$

Din ecuațiile (1), (2) și (3) rezultă :

$$M_t = \frac{\Delta p \cdot W_t}{2\,\pi}, \tag{4}$$

adică pentru agregatele teoretice debitul este independent de diferența de presiune, iar momentul este independent de turație.

Reprezentarea grafică a acestor relații este redată în figurile 2, 3, 4 și 5.

b) *Pompe și motoare volumetrice cu pierderi.* Datorită jocurilor între piese, agregatele reale au pierderi. Considerînd în cele ce urmează că piesele sînt neelastice, rezultă că mărimea jocurilor nu este funcție de diferența de presiune.

Se constată că debitul real al unei pompe descrește cu creșterea diferenței de presiune și, invers, la un motor, debitul crește dacă diferența de presiune crește. Aceste pierderi în pompe și motoare sînt denumite pierderi volumetrice și sînt puse în evidență prin randamentul volumetric η_v.

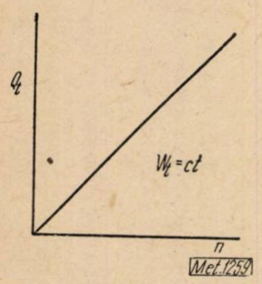


Fig. 2. Debitul teoretic Q_t al unei unități volumetrice, în funcție de turație.

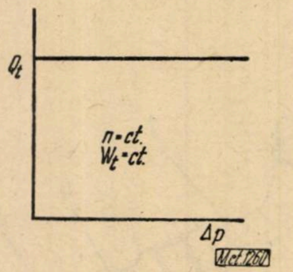


Fig. 3. Debitul teoretic Q_t al unei unități volumetrice, în funcție de diferența de presiune.

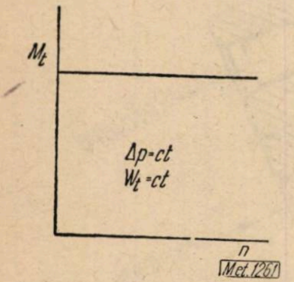


Fig. 4. Momentul teoretic M_t la axul unei unități volumetrice în funcție de turație.

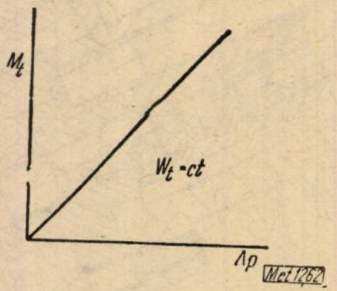


Fig. 5. Momentul teoretic M_t la axul unei unități volumetrice, în funcție de diferența de presiune.

Datorită pierderilor mecanice și influențelor hidraulice, momentul ce trebuie aplicat la pompă este mai mare decît M_t calculat cu ecuația (4). Pierderile acestea sînt denumite mecano-hidraulice și sînt puse în evidență prin randamentul mecano-hidraulic η_{mh}.

c) *Randamentul volumetric.* Debitul real al unei pompe este mai mic decît cel teoretic, datorită scurgerilor ce se produc între partea de presiune înaltă și cea de joasă presiune printr-o rețea de rezistențe legate în serie și în paralel. Acest debit poate fi exprimat prin ecuația (5)

$$Q_e = Q_t - Q_s. \tag{5}$$

Luînd ca bază în primă aproximație legea lui Poiseuille, se poate scrie:

$$Q_s = \frac{1}{12} \frac{\Delta p\, s^3 \cdot e}{\mu_1 \cdot l} \tag{6}$$

și, considerînd toate rezistențele în paralel:

$$Q_s = \frac{1}{12} \frac{\Delta p}{\mu_1 l} \sum \frac{s^3 \cdot e}{l}. \tag{7}$$

Deoarece dimensiunile lui $\sum \frac{s^3 e}{l}$ sînt $[L^3]$, s-a propus să se scrie pentru debitul scurgerilor:

$$Q_s = C_{sv} \frac{\Delta p}{2\pi\mu_1} W_t \tag{8}$$

în care: C_{sv} un factor adimensional, funcție de construcția pompei este dat de relația:

$$C_{sv} = \frac{\pi}{6} \frac{\sum \frac{s^3 e}{l}}{W_t}. \tag{9}$$

Din relația (8) ar rezulta că debitul Q_s ar fi invers proporțional cu viscozitatea dinamică, dar rezultatele măsurărilor nu au confirmat întocmai aceasta (fig. 6).

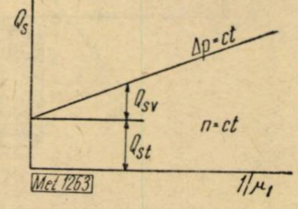


Fig. 6. Debitul scurgerilor Q_s printr-o unitate volumetrică, în funcție de fluiditatea $(1/\mu)$ lichidului.

Debitul Q_s a fost defalcat în:

$$Q_s = Q_{sv} + Q_{st}; \tag{10}$$

ecuația (8) devine astfel:

$$Q_s = C_{sv} \frac{\Delta p}{2\pi\mu_1} W_t + Q_{st}. \tag{11}$$

Datorită unor fenomene care au loc în interstițiile pompei și care influențează debitul scurgerilor, densitatea ρ_1 nu poate fi neglijată; expresia lui Q_{st} este:

$$Q_{st} = \sqrt{\frac{2\,\Delta p}{\rho_1}} \sum j. \tag{12}$$

Termenul $2\,\frac{\Delta p}{\rho_1}$ reprezintă viteza lichidului în interstiții la o scurgere turbulentă datorită diferenței de presiune Δp, considerîndu-se interstițiile legate în paralel.

Introducînd un coeficient de pierderi:

$$C_{st} = \frac{\Sigma j}{\sqrt[3]{w_t^2}}, \tag{13}$$

relația (12) devine:

$$Q_{st} = C_{st} \sqrt{\frac{2\,\Delta p}{\rho_1}} \cdot \sqrt[3]{W_t^2}. \tag{14}$$

În final, debitul total al pierderilor va fi:

$$Q_s = C_{sv} \frac{\Delta p}{2\pi\mu_1} W_t + C_{st} \sqrt{\frac{2\,\Delta p}{\rho_1}} \cdot \sqrt[3]{W_t^2}, \tag{15}$$

adică o expresie de forma:

$$Q_s = A \cdot \Delta p + B \cdot \sqrt{\Delta p},$$

a cărei reprezentare grafică este redată în figurile 7 şi 8. Se vede că acest debit este independent de turaţia n.

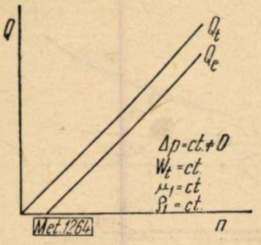


Fig. 7. Debitul real Q_s al unei unităţi volumetrice, în funcţie de turaţie.

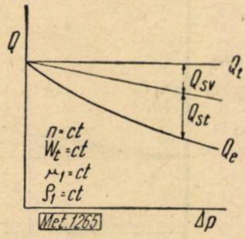


Fig. 8. Debitul real Q_e al unei unităţi volumetrice, în funcţie de diferenţa de presiune.

Definind randamentul volumetric al unei pompe volumetrice:

$$\eta_v = \frac{Q_e}{Q_t} \tag{16}$$

şi înlocuind în ecuaţiile (5) şi (15) rezultă:

$$\eta_v = \frac{Q_t - Q_s}{Q_t} = 1 - \frac{Q_s}{n\, W_t}:$$

$$\eta_v = 1 - C_{sv} \frac{\Delta p}{2\pi n \mu_1} - C_{st} \frac{1}{n} \sqrt{\frac{2\,\Delta p}{\rho_1}} \frac{1}{\sqrt[3]{W_t}}, \tag{17}$$

în care $2\pi \frac{\mu_1 n}{\Delta p} = \lambda$ este un factor adimensional care reprezintă condiţiile de lucru ale pompei.

Dacă se notează cu:

$$\lambda = 2\pi \frac{\mu_1 n}{\Delta p}; \tag{18}$$

$$\sigma = \frac{n \sqrt[3]{W_t}}{\sqrt{\frac{2\,\Delta p}{\rho_1}}}, \tag{19}$$

ecuaţia (17) a randamentului devine

$$\eta_v = 1 - \frac{C_{sv}}{\lambda} - \frac{C_{st}}{\sigma}. \tag{20}$$

Variaţia randamentului rezultă din figura 9.

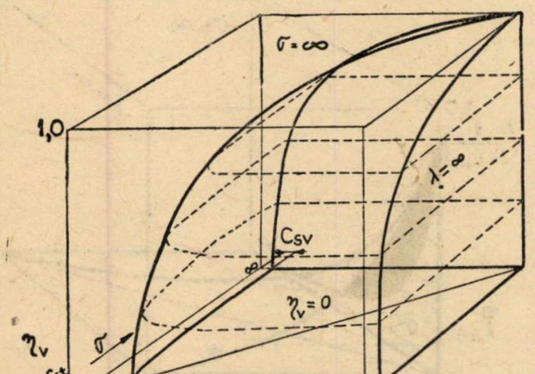


Fig. 9. Randamentul volumetric η_v al unei pompe volumetrice cu debit constant, în funcţie de λ şi σ.

Pentru motorul hidraulic, debitul efectiv este mai mare decît cel teoretic datorită debitului scurgerilor, deci:

$$Q_e = Q_t + Q_s; \tag{21}$$

$$Q_e = Q_t + Q_{sv} + Q_{st}. \tag{22}$$

Randamentul volumetric se exprimă prin:

$$\eta_v = \frac{Q_t}{Q_e} \tag{23}$$

şi făcînd aceleaşi înlocuiri ca în cazul pompei se obţine:

$$\eta_v = \frac{1}{1 + \frac{C_{sv}}{\lambda} + \frac{C_{st}}{\sigma}}. \tag{24}$$

Reprezentarea grafică a acestei ecuaţii este arătată în figura 10. În aceste calcule s-a considerat o pompă cu debit constant ($W_t = ct$). În cazul cînd acest debit variază între $W_{t\,min}$ şi $W_{t\,max}$, jocurile rămînînd constante, coeficienţii C_{sv} şi C_{st} vor varia între limitele minime şi maxime. Rezultatul este că η_v în funcţie de λ şi σ va fi reprezentat printr-un număr infinit de suprafeţe curbe (fig. 11 şi 12).

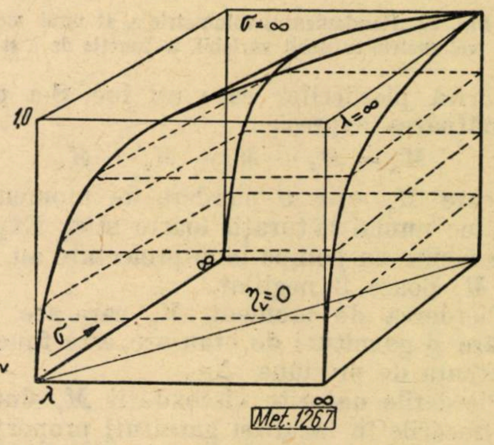


Fig. 10. Randamentul volumetric η_v al unui motor volumetric cu debit constant, în funcţie de λ şi σ.

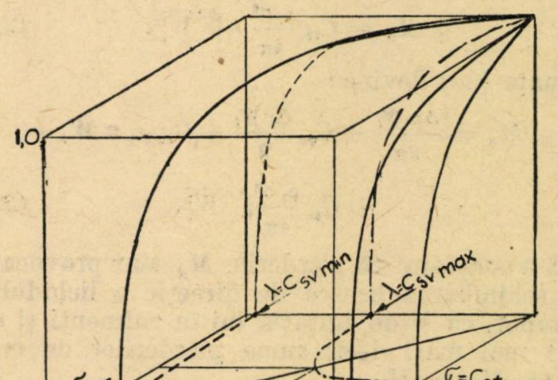


Fig. 11. Randamentul volumetric η_v al unei pompe volumetrice cu debit variabil, în funcţie de λ şi σ.

d) *Randamentul mecano-hidraulic.* După cum s-a mai arătat, momentul ce trebuie aplicat unei pompe este mai mare decît cel teoretic, datorită pierderilor care au loc. S-a propus următoarea expresie:

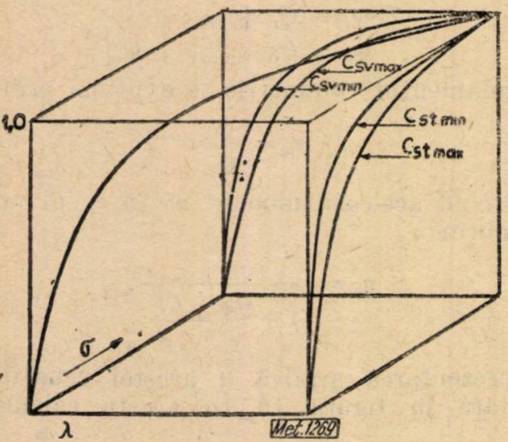


Fig. 12. Randamentul volumetric η_v al unui motor volumetric cu debit variabil, în funcţie de λ şi σ.

$$M_a = M_t + M_c + M_p + M_v \qquad (25)$$

în care M_c este o pierdere de moment care are loc numai la turaţii foarte mici. Experienţele făcute cu pompe bine proiectate au arătat că M_c poate fi neglijat.

Pierderea de moment M_p care are loc în lagăre şi garnituri de etanşare, este funcţie de diferenţa de presiune Δp.

Pierderile datorite viscozităţii M_v sînt date de frecările în lagăre şi garnituri proporţionale cu viscozitatea dinamică μ_1 a lichidului, cu mărimea suprafeţelor şi distanţa lor la axul de rotaţie.

Expresia (25) a fost scrisă sub forma:

$$M_a = \frac{\Delta p\ W_t}{2} + C_{pv}\frac{\Delta p\ W_t}{2\pi} + C_{vv}\cdot\mu_1\, n\, W_t. \qquad (26)$$

Măsurările efectuate au arătat existenţa unui al patrulea fel de pierderi M_d în funcţie de densitatea ρ_1, exprimate prin:

$$M_d = C_{tv}\frac{\rho_1 n^2}{4\pi}\cdot\sqrt[3]{W_t^5}. \qquad (27)$$

Ecuaţa (26) devine:

$$M_a = \frac{\Delta p\ W_t}{2\pi} + C_{pv}\frac{\overline{\Delta p} W_t}{2} + C_{vv}\mu_1\, n\, W_t +$$

$$+ C_{tv}\frac{\rho_1 n^2}{4\pi}\sqrt[3]{W_t^5}. \qquad (28)$$

S-a constatat că pierderile M_d sînt provocate de schimbarea bruscă de direcţie a lichidului pompat, ca şi de agitaţia lui în rulmenţi şi că sînt mai mari decît suma pierderilor de moment M_p şi M_v.

Expresia lui M_a din relaţia (28) în funcţie de turaţie sau de diferenţa de presiune este:

$$M_a = A + Bn + Cn^2;$$
$$M_a = D\,\Delta p + E;$$

reprezentarea grafică a acestor funcţii este redată în figurile 13 şi 14.

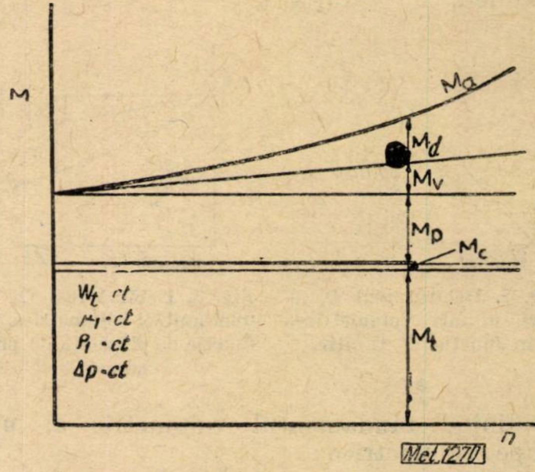


Fig. 13. Momentul necesar M_a la axul unei pompe volumetrice, în funcţie de turaţie.

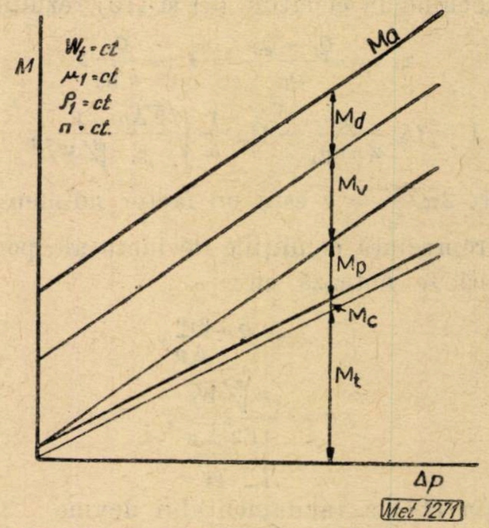


Fig. 14. Momentul necesar M_a la axul unei pompe volumetrice, în funcţie de diferenţa de presiune.

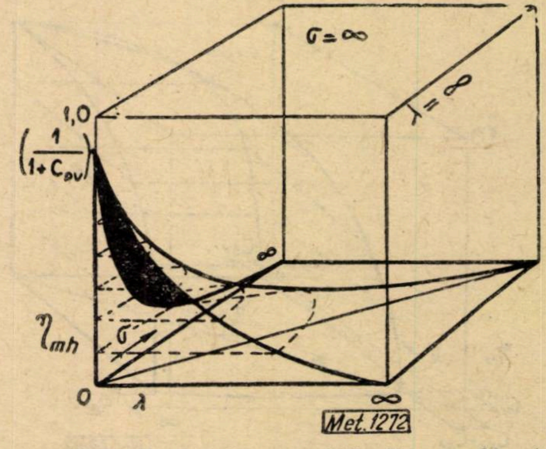


Fig. 15. Randamentul mecano-hidraulic η_{mh} al unei pompe volumetrice cu debit constant, în funcţie de λ şi σ.

Randamentul mecano-hidraulic este:

$$\eta_{mh} = \frac{M_t}{M_a} \tag{29}$$

sau, înlocuind cu ecuaţiile (4) şi (28),

$$\eta_{mh} = \frac{1}{1 + C_{pv} + C_{vv} \cdot \lambda + C_{tv}\sigma^2}. \tag{30}$$

Rezultă reprezentarea grafică din figura 15. În acelaşi mod la motoarele hidraulice se obţine:

$$M_a = M_t - M_c - M_p - M_v - M_d. \tag{31}$$

Introducînd expresiile parţiale rezultă:

$$M_a = A - Bn - Cn^2 \text{ şi } M_a = F \cdot \Delta p - G - H,$$

reprezentate grafic în figurile 16 şi 17.

Randamentul mecano-hidraulic este:

$$\eta_{mh} = \frac{M_a}{M_t}; \tag{32}$$

făcînd înlocuirile rezultă:

$$\eta_{mh} = 1 - C_{pv} - C_{vv}\lambda - C_{tv}\sigma^2, \tag{33}$$

reprezentat grafic pentru debite constante şi debite variabile în figurile 18, 19 şi 20, ca şi randamentul volumetric.

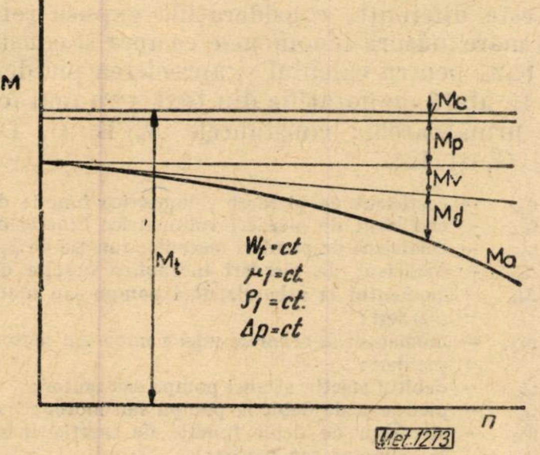


Fig. 16. Momentul produs M_a la axul unui motor volumetric, în funcţie de turaţie.

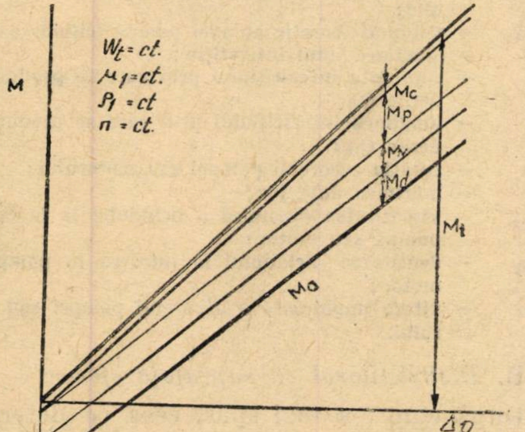


Fig. 17. Momentul produs M_a la axul unui motor volumetric, în funcţie de diferenţa de presiune.

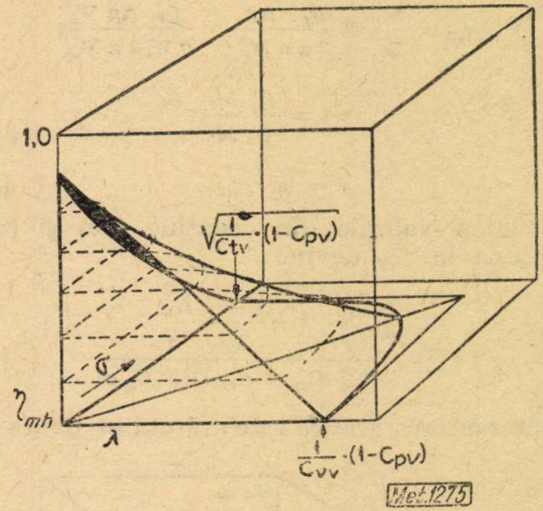


Fig. 18. Randamentul mecano-hidraulic η_{mh} al unui motor volumetric cu debit constant, în funcţie de λ şi σ.

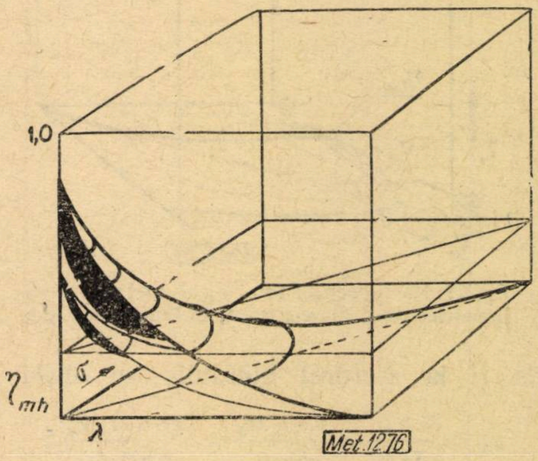


Fig. 19. Randamentul mecano-hidraulic η_{mh} al unei pompe volumetrice cu debit variabil, în funcţie de λ şi σ.

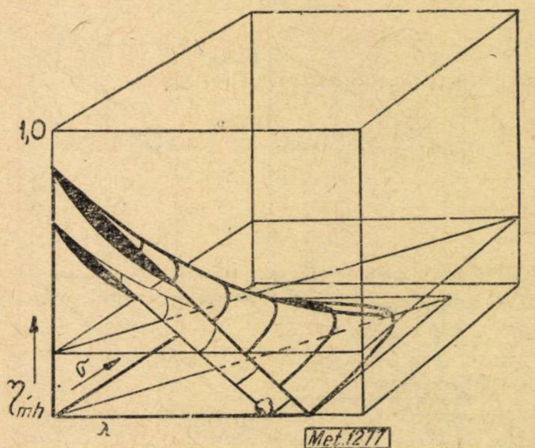


Fig. 20. Randamentul mecano-hidraulic η_{mh} al unui motor volumetric cu debit variabil, în funcţie de λ şi σ.

e) *Randamentul total* η_T al unei pompe este raportul dintre puterea efectivă N_e și cea aplicată la axul pompei N_a:

$$\eta_T = \frac{N_e}{N_a} = \frac{Q_e \cdot \Delta p}{2\pi n M_a} = \frac{Q_e}{n W_t} \frac{\Delta p\, W_t}{2\pi M_a};$$

$$\eta_T = \frac{Q_e}{Q_t} \frac{M_t}{M_a};$$

$$\eta_T = \eta_v \cdot \eta_{mh}. \tag{34}$$

Înlocuind valorile din ecuațiile (20) și (30), expresia lui η_T devine:

$$\eta_T = \frac{1 - \dfrac{C_{sv}}{\lambda} - \dfrac{C_{st}}{\sigma}}{1 + C_{pv} + C_{vv} \cdot \lambda + C_{tv}\,\sigma^2}. \tag{35}$$

Reprezentarea grafică este arătată în figura 21.

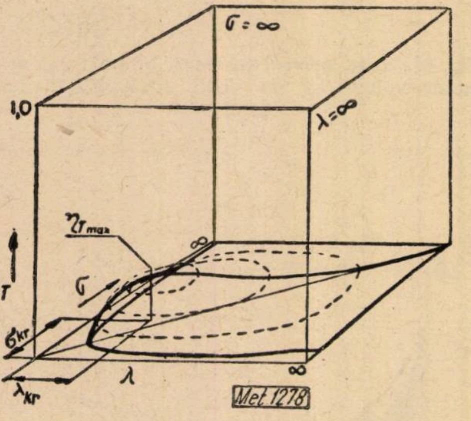


Fig. 21. Randamentul total η_T al unei pompe volumetrice cu debit constant, în funcție de λ și σ.

Ca și la motorul hidraulic se obține:

$$\eta_T = \frac{N_a}{\Delta p\, Q_e} = \frac{2\pi n M_a}{\Delta p\; Q_e} = \frac{2\pi n M_a W_t}{\Delta p\, Q_e W_t};$$

$$\eta_T = \frac{Q_t}{Q_e} \frac{M_a}{M_t} = \eta_v\, \eta_{mh};$$

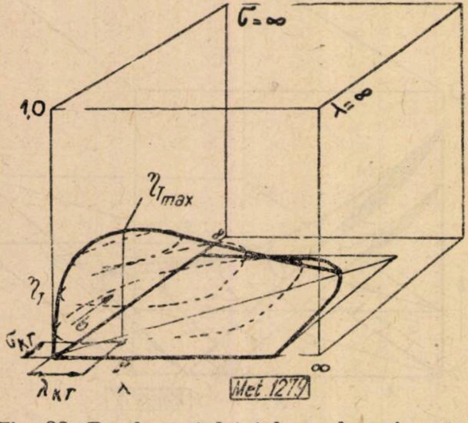


Fig. 22. Randamentul total η_T al unui motor volumetric cu debit constant, în funcție de λ și σ.

înlocuind valorile din relațiile (24) și (33) rezultă:

$$\eta_T = \frac{1 - C_{pv} - C_{vv}\,\lambda - C_{tv}\,\sigma^2}{1 + \dfrac{C_{sv}}{\lambda} + \dfrac{C_{st}}{\sigma}}. \tag{36}$$

Reprezentarea grafică a acestei relații este redată în figura 22.

Din figurile 21 și 22 rezultă că randamentul total η_T prezintă un maximum pentru anumite valori ale lui λ și σ.

Concluzii

După cum s-a mai spus, măsurările precise efectuate nu au confirmat întru totul exactitatea formulelor. Unul dintre motive este elasticitatea pieselor. Astfel, jocurile variază cu diferența de presiune. Alt motiv este variația viscozității μ_1 și a densității ρ_1 ale lichidului. Scurgerile în interstiții nefiind izotermice, efectul încălzirii asupra lui μ_1 și ρ_1 este evident.

S-a constatat, de asemenea, că la agregatele cu interstiții mai mici de 0,03 mm, debitul scurgerilor este dependent de turație. Cu toate aceste diferențe, considerațiile expuse reflectă în mare măsură fenomenele ce apar și constituie o bază pentru calculul și aprecierea pierderilor.

În afară de notațiile din text s-au mai folosit și următoarele: constantele A, B, C, D, E, F, G, și H;

C_{st} — coeficient de pierderi volumetrice funcție de ρ_1;
C_{sv} — coeficient de pierderi volumetrice funcție de μ_1;
C_{tv} — coeficient de pierderi mecanice funcție de ρ_1;
C_{vv} — coeficient de pierderi hidraulice funcție de μ_1;
M_a — momentul la arborele unei pompe sau motor cu pierderi;
M_t — momentul la arborele unei pompe sau motor fără pierderi;
Q_e — debitul efectiv al unei pompe sau motor;
Q_s — pierderea de debit la pompă sau motor;
Q_{st} — pierderea de debit funcție de inerția lichidului la o pompă sau motor;
Q_{sv} — pierderea de debit funcție de viscozitatea lichidului la o pompă sau motor;
Q_t — debitul teoretic al unei pompe sau motor hidraulic;
W_t — volumul teoretic al unei pompe (cilindreea);
e — lungimea unui interstițiu;
j — suprafața interstițiului prin care se produc pierderile Q_{st};
l — lungimea interstițiului prin care se produc pierderile Q_{sv};
n — turația arborelui pompei sau motorului;
s — mărimea unui joc;
μ_1 — viscozitatea dinamică a lichidului la intrarea în pompă sau motor;
ρ_1 — densitatea lichidului la intrarea în pompă sau motor;
ω — viteza unghiulară a arborelui pompei sau motorului.

B. *Distribuitorul cu suprafața sferică*

După cum s-a mai spus, ceea ce determină în mare măsură randamentul volumetric ca și durata de viață a unui agregat hidrostatic este ansamblul bloc de cilindri-distribuitor. Distribuitorul trebuie să asigure legătura succesivă între cilindrii de lucru și canalele de aspirație și evacuare, asigurînd totodată etanșarea între piesele rotative și cele fixe. În figura 23, a este reprezentat distribuitorul, iar în figura 23, b blocul de cilindri al unei construcții moderne de pompe hidrostatice. Partea superioară a cilindrilor 17 este pusă în legătură cu canalele de aspirație și evacuare 10 și 11, prin găurile înclinate 16. Datorită faptului că aspirația și refularea uleiului pompat de piston se fac pe toată cursa (cîte o jumătate de rotație a blocului de cilindri), canalele de aspirație și evacuare se întind pe aproape jumătate de circumferință. Pentru a se realiza etanșeitatea între ele, este necesar însă un prag S, a cărui lungime trebuie să fie cu cel puțin 0,5 mm mai mare decît diametrul găurii 16 (altfel, chiar această gaură ar scurtcircuita în funcționare cele două canale). Lățimea radială a canalelor 10 și 11 este egală cu diametrul găurii 16. Pentru ca începutul și sfîrșitul aspirației și evacuării să nu se facă brusc, ceea ce ar provoca șocuri în funcționare, sînt prevăzute canalele 12 care asigură o trecere mai lină. Legătura dintre canalele 10 și 11 cu orificiile de aspirație și evacuare 14 și 15 ale distribuitorului se face prin cîte două orificii 13.

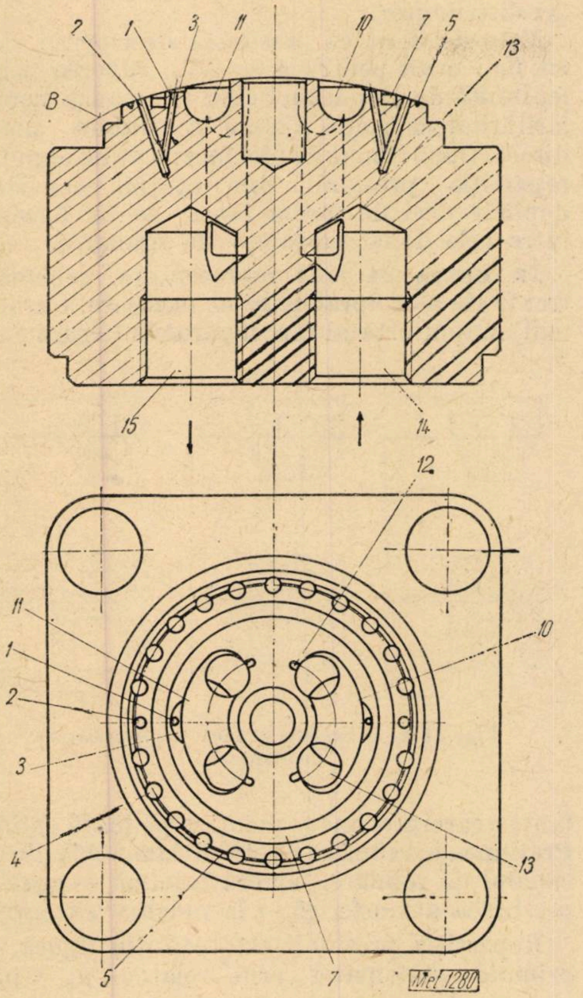


Fig. 23. *a*. Distribuitor sferic.

Etanșarea între blocul de cilindri și distribuitor se face prin suprafața sferică B, presiunea de lucru din cilindri apăsînd blocul pe distribuitor. Pentru a se obține această apăsare și la pornire, cînd nu există încă presiune de lucru, un resort împinge blocul înspre distribuitor.

Din figura 23, a se vede că forța de apăsare datorită presiunii de lucru este proporțională cu diferența dintre suprafața cilindrilor 17 și suprafața canalului 11. Cu cît ea va fi mai mare cu atît și apăsarea va crește, deci implicit și uzura suprafeței de etanșare.

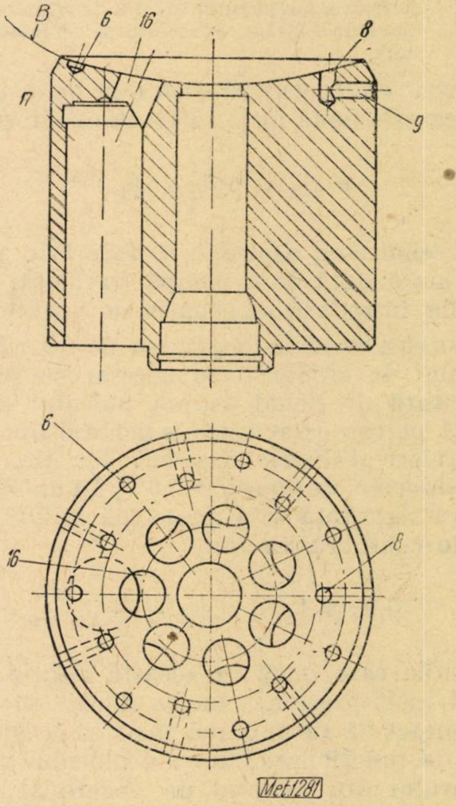


Fig. 23. *b*. Bloc de cilindri.

Distribuitorul poate fi confecționat din oțel nitrurat, blocul de cilindri dintr-un bronz special și pistoanele din oțel nitrurat sau distribuitorul este confecționat din fontă, blocul de cilindri din oțel nitrurat și pistoanele din bronz special.

Analizînd mai îndeaproape forțele ce apar la suprafața de etanșare se constată că, în afara forței de apăsare menționate, mai apare o forță care caută să îndepărteze blocul de distribuitor, provocată de presiunea uleiului ce se află între cele două suprafețe sferice în contact și care lucrează direct asupra acestora. Se presupune că pompa lucrează fără presiune inițială, adică aspirația se face numai datorită depresiunii din cilindru și nu datorită unei pompe auxiliare. În acest caz se poate lua presiunea de aspiraţie egală cu cea atmosferică. Se presupune, de asemenea, că forţa care tinde să îndepărteze elementele lucrează numai asupra unei jumătăţi de oglindă (suprafaţa de etanşare) a distribuitorului, datorită faptului că numai în canalul de refulare există presiune de lucru. În acest caz, notînd cu :

A_1 — suprafaţa canalului de refulare ;
A_2 — suprafaţa cilindrului ;
A_3 — suprafaţa zonei efective de etanşare (oglindă) ;
Z — numărul minim de cilindri ce pot fi în comunicaţie cu canalul de refulare ;
p — presiunea de lucru în canalul de refulare ;
p_m — presiunea medie ce lucrează pe suprafaţa de etanşare,

condiţia ca blocul să stea lipit de distribuitor este ca cele două forţe să fie în echilibru, adică

$$z \cdot p \cdot A_2 = p\,A_1 + p_m\,\frac{A_3}{2}.$$

În cazul cînd aspiraţia se face la o presiune mai mare, dată de o pompă auxiliară, aceasta trebuie introdusă în ecuaţia de echilibru.

Pentru a evita îndepărtarea de distribuitor a blocului de cilindri este necesar ca presiunea exercitată de lichid asupra blocului să depăşească pe cea exercitată de lichidul din canalul de refulare al distribuitorului. Practic, această depăşire este, de obicei, de 10 %. În unele cazuri, pentru siguranţă se ajunge pînă la 20 %. Ecuaţia de echilibru va fi :

$$0{,}9\,z\,p\,A_2 = p\,A_1 + \frac{1}{2}\,p_m\,A_3.$$

Mărimile care intră în această relaţie se aleg astfel încît presiunea medie dintre suprafeţele în contact să fie minimă încît să asigure condiţii de funcţionare bune ale blocului şi distribuitorului din punctul de vedere al frecării, asigurînd în acelaşi timp o bună etanşeitate. Practica arată că la o anumită experienţă în proiectare şi pentru o bună calitate de fabricare a celor două piese (bloc de cilindri şi distribuitor), presiunea medie poate fi micşorată — fără a se reduce siguranţa de funcţionare — pînă la 10—15 % din presiunea de lucru a lichidului. Dificultatea cea mai mare o constituie stabilirea presiunii medii p_m a lichidului care se interpune între suprafeţele în contact ţinînd seama de precizia de prelucrare a acestor suprafeţe, de calitatea materialelor din care sînt confecţionate aceste piese, precum şi de calitatea uleiului folosit. Astfel, de exemplu, legea de distribuţie a presiunii în spaţiul dintre suprafeţele în contact este influenţată de viscozitatea uleiului (la creşterea viscozităţii presiunea medie a uleiului se micşorează). Din această cauză, chiar în cazul efectuării unui calcul cu cea mai mare grijă pentru stabilirea dimensiunilor suprafeţelor de contact, variaţiile de presiune din spaţiul de îmbinare pot determina apariţia unor forţe axiale neprevăzute orientate într-un sens sau altul, care provoacă, — datorită creşterii presiunii de apăsare a blocului pe distribuitor — fie pierderea etanşeităţii datorită împingerii blocului de cilindri, fie o uzură sporită a ansamblului bloc de cilindri-distribuitor.

Este de dorit ca presiunea de contact să fie cît mai mică pentru a se evita ruperea peliculei-limită de ulei atunci cînd din cauza neregularităţilor se poate ajunge la contact metalic direct. Dacă filmul de ulei începe să fie expulzat, repartiţia presiunii din spaţiul considerat depinde deci de forma fantei ce se formează între cele două suprafeţe de etanşare.

În figura 24 sînt reprezentate, schematic, trei fante ale suprafeţelor de etanşare. Cazul cel mai simplu este al fantei paralele (figura 24 *a*), fantă a cărei grosime se menţine pe toată oglinda. Presiunea maximă se va stabili la muchia dinspre canalul de refulare, iar cea minimă — egală cu presiunea atmosferică — la muchia exterioară.

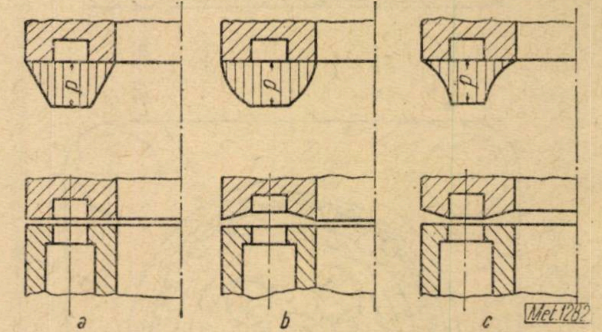


Fig. 24 *a*, *b*. Scheme de fante ale suprafeţelor de etanşare.

Repartiţia presiunii este cea din figură, exprimată matematic prin relaţia $p_x = p_1 - \Delta p\,\frac{x}{L}$ în care $\Delta p = p_1 - p_2$, p_1 şi p_2 fiind presiunile la intrarea şi ieşirea din fantă. p_x — presiunea într-un punct la distanţa x şi L — lăţimea fantei.

Pentru această formă de fantă presiunea medie este $p_m = 0{,}5 p_1$. În realitate însă o asemenea fantă ideală nu se poate realiza din cauza erorilor de execuţie ale suprafeţelor de etanşare.

În figura 24 *b* este arătat cazul unei fante divergente în spre zona de presiune înaltă. În acest caz, atunci cînd filmul de ulei este expulzat, repartiţia presiunii are loc după o parabolă, presiunea la o distanţă x fiind $p_x = \mathrm{A} + \frac{\mathrm{B}}{(h_1 + m\,x)^2}$, în care :

$$m = \frac{h_1 - h_2}{L}\,;\ \mathrm{A} = p_1 - \frac{\Delta p\,h_2^2}{h_2^2 - h_1^2}\,;\ \mathrm{B} = \frac{\Delta p\,h_1^2 \cdot h_2^2}{h_2^2 - h_1^2}\,,$$

h_1 şi h_2 fiind dimensiunile fantei la intrare şi ieşire. Rezultă deci că presiunea medie $p_m > 0,5\, p_1$ şi este în funcţie de h_1 şi h_2.

Dacă la calculul forţelor s-a considerat cazul ideal cu $p_m = 0,5 p_1$, nu va mai fi realizată condiţia de echilibru. Surplusul de 10–20% lăsat pentru siguranţă nu va mai fi suficient şi se va produce o deslipire a blocului de pe distribuitor. Dacă se mai adaugă şi alte efecte care acţionează în acelaşi sens, este bine ca coeficientul de siguranţă să se apropie de limita superioară pentru a se evita, în orice caz, deslipirea. Un al treilea caz reprezentat în figura 24, c este acela al unei fante divergente spre zona de presiune joasă, în care repartizarea presiunii are loc după o parabolă, dar cu concavitatea opusă aceleia din cazul arătat în figura 24, *b*, expresia presiunii fiind :

$$p_x = A + \frac{B}{(h_1 - mx)^2}.$$

Se constată că $p_m < 0,5\, p_1$ şi deci — faţă de cazul considerat în calcul $p_m = 0,5\, p_1$ — va exista un surplus de forţă de apăsare a blocului pe distribuitor, ceea ce va conduce la uzuri mai mari. Acest caz este totuşi preferabil celui arătat în figura 24 b, dacă se ţine seama că prin rodaj divergenţa se reduce. Ea nu trebuie să depăşească însă valoarea 5–6 μm.

Cazul real va fi cel în care una dintre suprafeţele oglinzii va fi convergentă sau divergentă, iar cealaltă opusă. Pentru a nu se mări inutil presiunea medie, este necesar ca muchiile suprafeţelor de etanşare să fie ascuţite, deoarece altfel rezultă o mişcare a suprafeţei efective de contact.

Măsurări precise au arătat că stratul de ulei ce se stabileşte între bloc şi distribuitor este de grosimea 0,002–0,008 mm. Această grosime este influenţată de presiune, de viscozitatea uleiului, de viteza periferică şi de calitatea prelucrării. Tot experimental s-a constatat că cu un asemenea strat de ulei funcţionarea se face practic fără pierderi de ulei, asigurîndu-se totodată durate de viaţă de zeci de mii de ore. Aceasta însă nu se mai poate explica prin teoria hidrodinamică a ungerii. În acest caz între moleculele polarizate de prezenţa apropiată a suprafeţelor metalice lucrează forţe intermoleculare puternice. Cercetările efectuate au arătat că stratul total este compus din straturi moleculare a căror rezistenţă la rupere descreşte de la stratul marginal spre stratul din mijloc; cu cît grosimea stratului total este mai mică, cu atît stratul mijlociu este mai rezistent. La creşterea grosimii fantei sau a presiunii medii, aceasta reuşeşte să expulzeze întîi stratul mijlociu, amorsînd astfel scurgerile.

Din cele arătate rezultă că în anumite cazuri (suprafaţa de etanşare corectă din punct de vedere geometric şi rugozitate de valoarea prescrisă) se poate asigura o funcţionare fără pierderi şi fără contact metalic. Dacă însă apare contact metalic, acesta duce la uzuri, care sînt accentuate şi de produsele de uzură din ulei. Mărimea asperităţilor joacă deci un rol foarte important. S-a constatat însă ca pînă la o anumită valoare (rizuri radiale de exemplu de 0,01–0,015 mm) nu influenţează etanşeitatea, ci din contră micşorează frecarea îmbunătăţind ungerea. Se recomandă o înălţime medie a rugozităţilor de 0,006–0,008 mm, care în funcţionare sînt acoperite de stratul limită de ulei.

Tot pentru reducerea uzurii, în cazul cînd se ajunge la contact metalic, se urmăreşte ca viteza de alunecare să fie cît mai mică. Se amplasează deci canalele de distribuţie cît mai aproape de centru. Experienţele au arătat că mărimea suprafeţei de etanşare influenţează grosimea stratului de ulei şi anume la scăderea suprafeţei scade şi grosimea filmului.

Măsuri constructive pentru îmbunătăţirea ungerii. În timpul funcţionării, suprafaţa de contact dintre blocul de cilindri şi distribuitor se încălzeşte intens, ceea ce înrăutăţeşte mult condiţiile de funcţionare. În acest caz, temperatura poate creşte atît de mult încît să ducă la ruperea filmului de ulei, ajungîndu-se la o frecare uscată a suprafeţelor. De asemenea, în cazul cînd nu au loc pierderi de ulei, uleiul nu este reînoit în spaţiul dintre cele două suprafeţe în contact, şi — din cauza laminării sale şi a acţiunii temperaturii ridicate — îşi pierde calităţile mecanice şi de ungere.

Experienţele au arătat că frecarea şi temperatura cresc după un timp de funcţionare continuă. Dacă însă uleiul din spaţiul dintre cele două suprafeţe este reînoit prin injectarea unei cantităţi de ulei proaspăt, frecarea şi temperatura se reduc pentru un anumit timp. Pentru a remedia acest inconvenient, s-a folosit un sistem intermitent de ungere a suprafeţelor de contact ale ansamblului de distribuţie prin injectarea periodică a unor cantităţi mici de ulei în spaţiul existent dintre aceste suprafeţe.

În acest scop au fost practicate şi în distribuitorul arătat în figura 23, a orificiile 1 şi 2, precum şi degajările 3 atît în partea canalului de aspiraţie 10, cît şi în partea canalului de refulare 11. De asemenea, pe oglinda distribuitorului sînt prevăzute un număr mare de găuri puţin adînci 4, legate între ele printr-un canal circular îngust 5, decalat faţă de cercul pe care sînt dispuse găurile 4 şi izolat de găurile 2. Uleiul din canalul de refulare trece prin degajarea 3 în găurile 1 şi de aici în găurile 2. Pe suprafaţa de contact a blocului de cilindri sînt executate şapte găuri înfundate 6, în aşa fel dispuse faţă de canalul 5 şi de găurile 2 încît, la rotirea blocului fiecare din ele, într-o anumită poziţie, stabileşte — pentru un anumit moment — legătura între gaura 2 şi canalul 5. În felul acesta, la fiecare rotaţie a blocului cu şapte cilindri, fiecare din găurile 4 de pe distribuitor este pusă de şapte ori în legătură — pentru cîte o anumită perioadă de timp — cu camerele de înaltă şi de joasă presiune, adică la fiecare rotaţie au loc şapte injectări scurte de ulei sub presiune în găurile 4, prin intermediul canalului 5 şi şapte descărcări de presiune ale acestora. Ca urmare a acestui fapt se formează o pernă pulsatorie de ulei datorită căreia se micşorează mult forţele de frecare şi uzura pieselor, în timp ce pierderile de ulei rămîn practic neschimbate.

Pe oglinda distribuitorului este prevăzut şi un canal 7 care asigură o descărcare a uleiului provenit din pierderi. Uleiul din acest canal trece în găurile 8 şi 9 ale blocului şi de aici în carcasa pompei sau motorului hidrostatic şi apoi în rezervor.

Acest sistem de ungere are o importanţă deosebită pentru motoarele hidrostatice a căror pornire poate avea loc sub sarcina maximă, spre deosebire de pompele hidrostatice la care presiunea pe suprafaţa de contact rezultă abia după pornirea blocului de cilindri, cînd în spaţiul dintre cele două suprafeţe de contact se formează un film de ulei.

Bibliografie

[1] *Başta, T. M.* Probleme de sporire a duratei de serviciu a pompelor cu piston cu distribuţia frontală a lichidului. In : Vestnik maşinostroeniia, *40*, 1960, nr. 12, (dec), p. 3 — 10.

[2] *Prokofiev, V. N.* Transmisii hidraulice. In : Maşinostroitel, nr. 11, 1961.

[3] *Schlösser, M. T.* Model matematic pentru pompe şi motoare volumetrice. În : Hydraulic Power Transmission, aprilie, şi mai 1961.

CZ 620.17 : 621.992.7 :539.43.012.2

Contribuţie la cercetarea efectului unor crestături de descărcare şi al rulării asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă a pieselor filetate

Ing. BERNARD HOROVITZ şi ing. VOICU SAFTA
Institutul politehnic – Timişoara

Mărirea rezistenţei la oboseală a organelor de maşini preocupă astăzi pe proiectanţii, tehnologii şi cercetătorii din domeniul construcţiilor de maşini în vederea măririi capacităţii portante a pieselor, precum şi a reducerii consumului de material şi manoperă.

Se ştie că, în porţiunile unde piesele prezintă schimbări de secţiune, se produc concentrări de tensiune, care provoacă o micşorare simţitoare a rezistenţei la oboseală. Aceasta depinde, în general, la un material dat, de forma concentratorului şi de starea stratului superficial al piesei.

Mijloacele mai importante, care contribuie la mărirea rezistenţei pieselor supuse solicitărilor variabile, sînt de natură constructivă, urmărind repartizarea cît mai uniformă a tensiunilor în piesă, şi de natură tehnologică, urmărind — prin producerea unor tensiuni suplimentare în piesă — obţinerea unei repartiţii favorabile a acestora.

Printre organele de maşini cu o largă răspîndire în tehnică se numără şuruburile şi piesele filetate. Filetele produc însă o concentrare puternică de tensiuni, coeficientul de concentrare putînd să ajungă în cazul solicitării de întindere la $k_\sigma = 5$ [1], iar la încovoiere pînă la $k_\sigma = 3$ [2].

În lucrarea de faţă autorii şi-au propus să determine influenţa concomitentă a crestăturilor de descărcare şi a rulării cu role asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere a pieselor filetate.

Se cunoaşte încă mai de mult acţiunea de descărcare a concentratorilor de formă ca mijloc constructiv eficace de micşorare a concentrării de tensiuni, prin practicarea unor concentratori (de descărcare) în vecinătatea aceluia al cărui efect trebuie micşorat [3], [4], [5], [6], [7]. Astfel s-a arătat influenţa pozitivă a mai multor renuri consecutive identice [6]. Cercetîndu-se efectul de concentrare produs de concentratori sub forma unor renuri transversale avînd profilul filetului metric ($r = 0{,}05$ mm), s-au obţinut, la unele oţeluri carbon, valorile $k_\sigma = 1{,}13 - 1{,}55$ [4].

O măsură tehnologică eficace din punctul de vedere al rezistenţei la oboseală este rularea cu role. Prin prelucrarea cu role se produc în piesă tensiuni de compresiune (curba 2 din figura 1), care — suprapuse peste tensiunile create de solicitările exterioare (curba 1) — fac ca variaţia globală a tensiunilor (curba 3) să fie avantajoasă, deoarece se descarcă zonele în care acţionau tensiuni de întindere. Cu alte cuvinte, în piesă se realizează un ciclu de solicitare asimetric, avînd tensiunea medie σ_m în domeniul compresiunii. Din punctul de vedere al rezistenţei la oboseală aceasta este favorabil, deoarece, după cum se poate vedea din figura 2, rezistenţa la oboseală în domeniul compresiunii este mai mare decît în domeniul întinderii.

Problema influenţei rulării cu role asupra rezistenţei la oboseală a pieselor a fost foarte mult dezbătută în literatura de specialitate şi îndeosebi în cea sovietică [8], [9], [10], [11].

Toate cercetările indică o mărire a rezistenței la oboseală, care, în cazul pieselor fără concentratori, este în medie de 30%, iar în cazul existenței concentratorilor, de 50—60% și chiar mai mult, depinzînd în special de material, de felul concentratorului și de forța de rulare. În cazul pieselor cu concentratori de tensiune supuse unei coroziuni intense rularea poate să anuleze complet efectul concentratorului [8], [11].

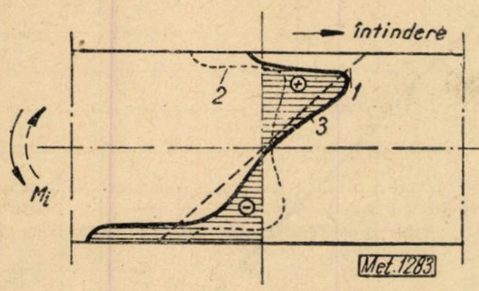


Fig. 1. Variația tensiunilor într-o piesă rulată :
1 — în urma solicitărilor exterioare; 2 — în urma ecruisării produse prin rulare; 3 — variația globală a tensiunilor.

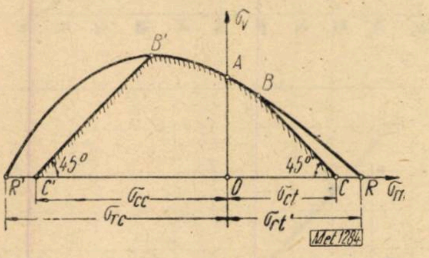


Fig. 2. Diagrama rezistențelor limită în coordonatele σ_m — σ_v.

Într-o lucrare anterioară [12] s-a studiat influența numărului renurilor transversale avînd profilul corespunzător filetului metric M 16, precum și a canelelor de descărcare, asupra rezistenței la oboseală prin încovoiere rotativă la un oțel carbon OLC 45 cu $\sigma_r = 64$ kgf/mm². Concluziile lucrării sînt concentrate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. crt.	Felul epruvetei	k_σ	Reducerea lui k_σ, %
1	Toroidală (netedă)	1	—
2	Cu o singură renură	2,34	0
3	Cu două renuri	2,10	11
4	Cu trei renuri	1,97	18,5
5	Cu două canale de descărcare și trei renuri	1,83	27,0
6	Cu cîte două canale de descărcare de o parte și de alta și trei renuri	1,75	33,4

Materialul și epruvetele folosite la încercări. În lucrarea de față s-a studiat influența asupra rezistenței la oboseală prin încovoiere rotativă a variantelor de concentratori redate în tabela 2. Ca material pentru confecționarea epruvetelor s-a utilizat un oțel carbon OLC 35 avînd următoarele caracteristici principale: C = 0,32%, $\sigma_r = 59$ kgf/mm², $\sigma_c = 34$ kgf/mm², $\delta_5 = 29\%$.

Tabela 2

Varianta	Caracteristicile constructive ale epruvetelor				
	Numărul renurilor transversale*	Canal de descărcare cu profil semicircular $r = 1$ mm	Distanța de la canalul de descărcare la ultima renură transversală, mm	Filet M 12	
				strunjit	rulat
1	1	—	—	—	—
2	3	—	—	—	—
3	3	da	1,75	—	—
4	3	da	3,5	—	—
5 a	—	—	—	da	—
5 b	—	—	—	—	da
6 a	—	da	1,75	da	—
6 b	—	da	1,75	—	da
7 a	—	da	3,5	da	—
7 b	—	da	3,5	—	da

---

* Distanța dintre renurile transversale precum și profilul renurilor corespund cu filetul M 12.

Determinarea rezistenței la oboseală. Rezistența la oboseală prin încovoiere rotativă a fost determinată prin metoda încărcării progresive a lui Prot [13]. Ea constă în încercarea mai multor epruvete la solicitări continuu crescătoare, viteza de încărcare u variind de la epruvetă la epruvetă. Prin reprezentarea rezistențelor de rupere σ_u în funcție de viteza de încărcare u, se obține o curbă medie $\sigma_u = f(u)$ (fig. 3), care, prin extrapolarea la viteza $u = 0$, permite stabilirea rezistenței la oboseală σ_{-1}. Dacă această curbă este reprezentată în coordonatele $\sqrt[3]{u}$ — σ_u, se obține — pentru majoritatea oțelurilor — o dreaptă [14].

Încercările au fost efectuate pe mașina construită la Laboratorul de rezistența materialelor [15], (fig. 4).

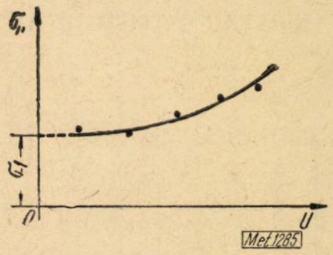


Fig. 3. Determinarea rezistenței la oboseală din rezultatele încercărilor cu încărcare progresivă.

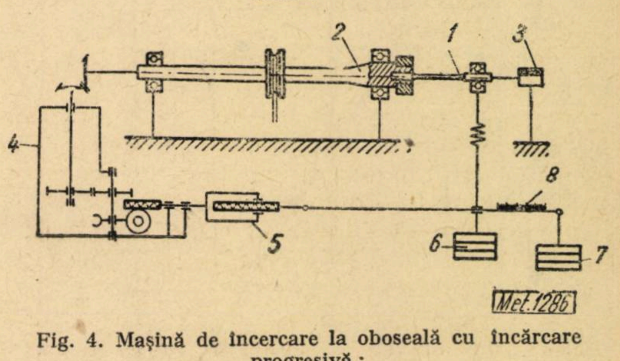
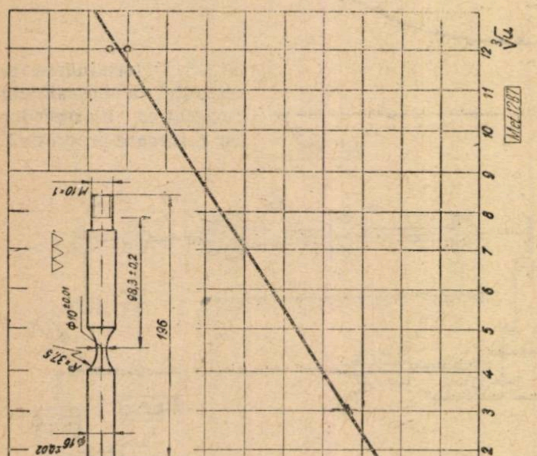
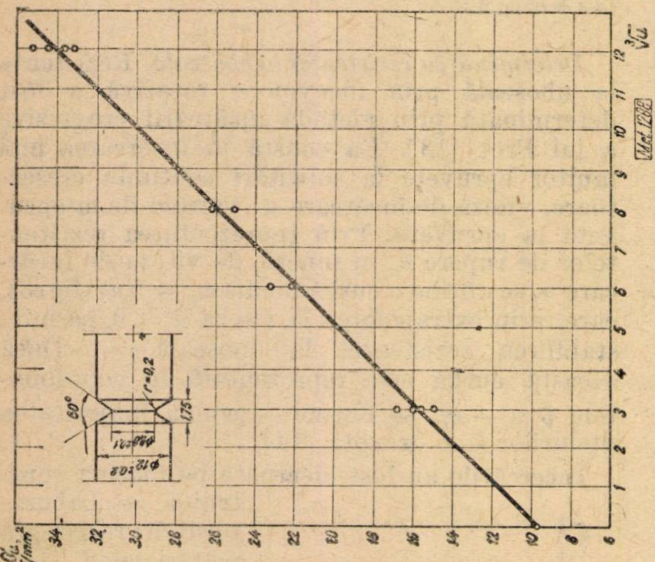


Fig. 4. Mașină de încercare la oboseală cu încărcare progresivă :
1 — epruvetă; 2 — arborele mașinii; 3 — numărător de ture; 4 — reductor; 5 — transmisie cu angrenaj melcat; 6 — greutate fixă; 7 — greutate mobilă; 8 — riglă gradată.



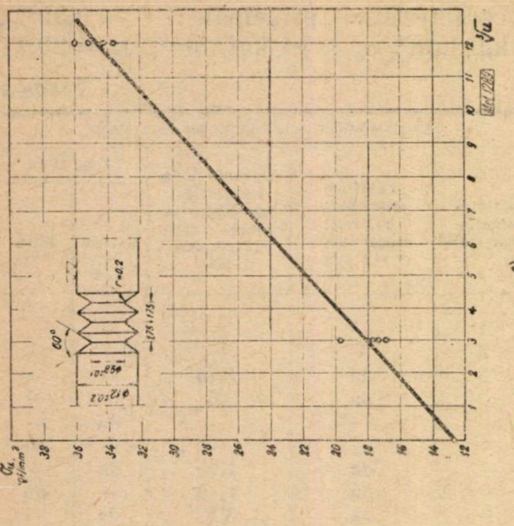
σ_u kgf/mm²
48
46
44
42
40
38
36
34
32
30
28
26
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
R=37,5
ϕ10±0,04
ϕ16±0,02
68,3±0,2
136
M10-1

a)



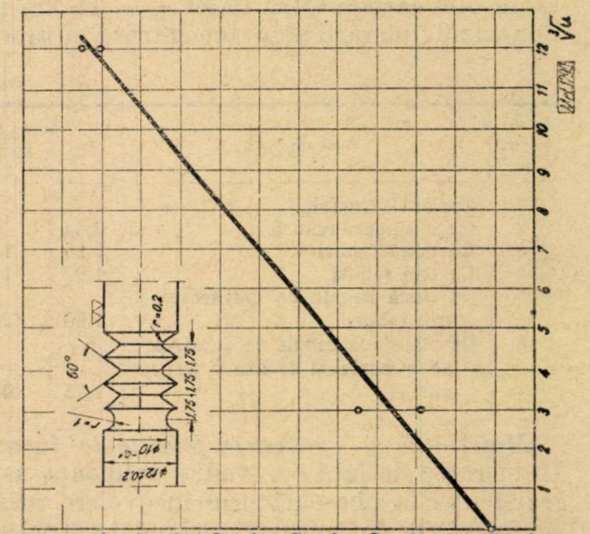
σ_u kgf/mm²
34
32
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
10
8
6
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
60°
r=0,2
1,75
ϕ12±0,2

b)



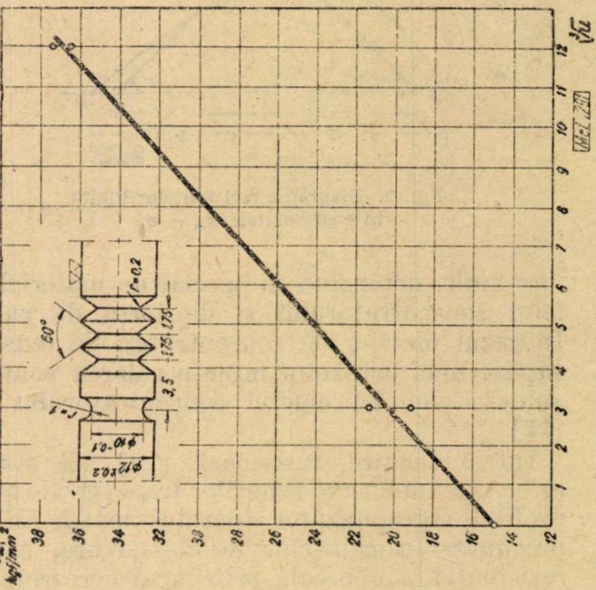
σ_u kgf/mm²
38
36
34
32
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
60°
r=0,2
1,75
ϕ12±0,2

c)



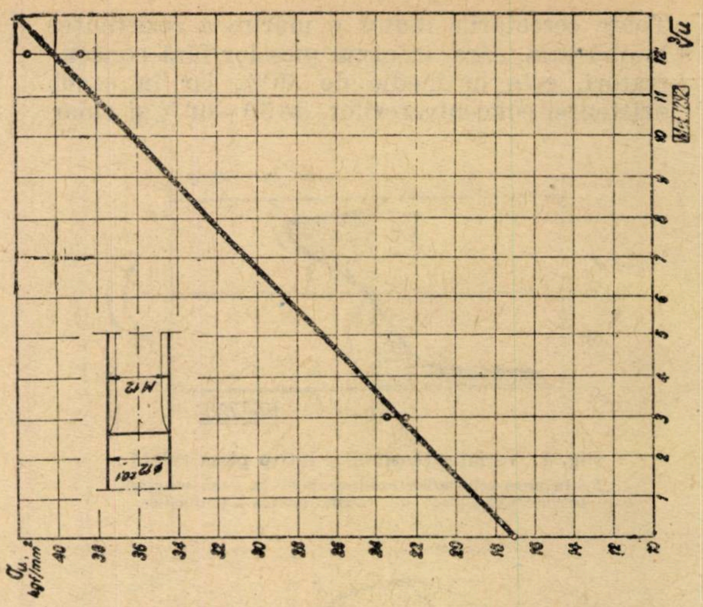
σ_u kgf/mm²
36
34
32
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
60°
r=0,2
1,75
r=1
ϕ10-0,1
ϕ12±0,2

d)



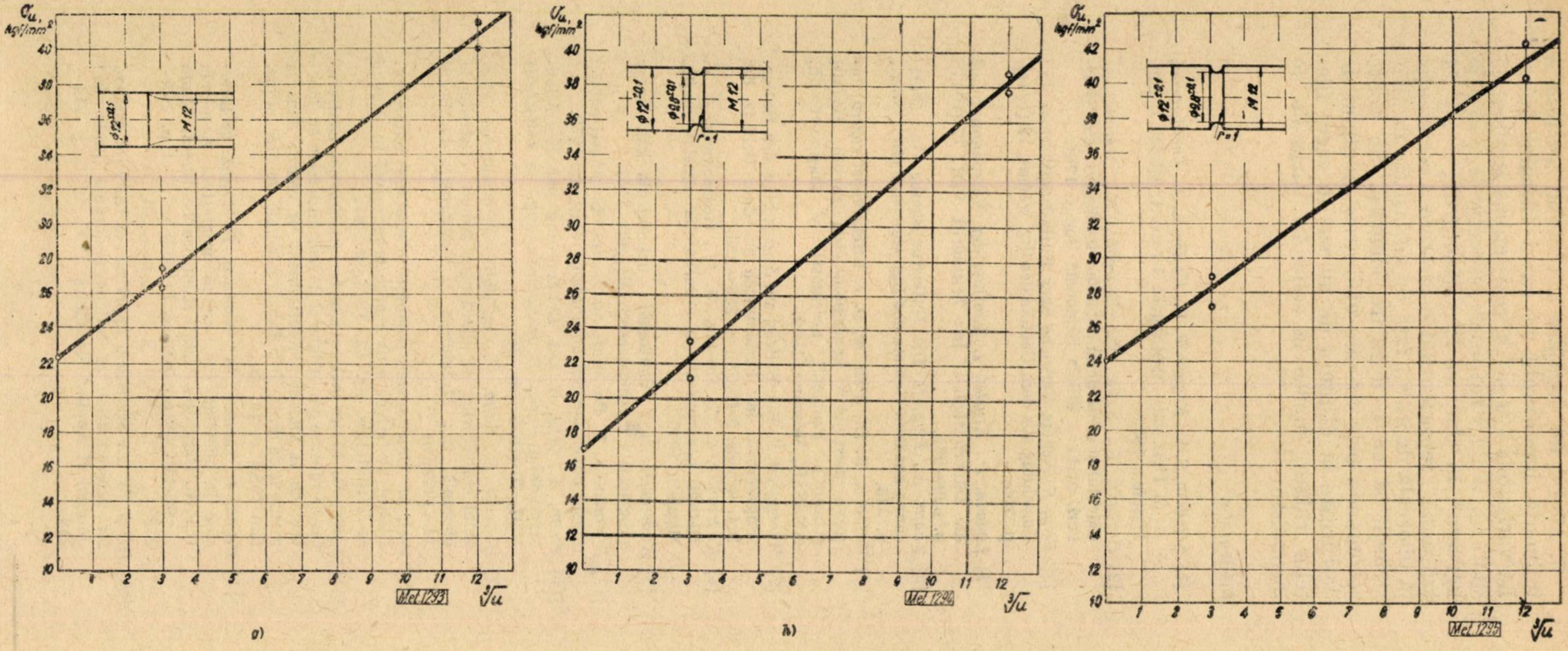
σ_u kgf/mm²
38
36
34
32
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
60°
r=0,2
1,75
3,5
r=1
ϕ10-0,1
ϕ12±0,2

e)



σ_u kgf/mm²
40
38
36
34
32
30
28
26
24
22
20
18
16
14
12
10
1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12
$\sqrt[3]{u}$
M12
ϕ12±0,1

f)



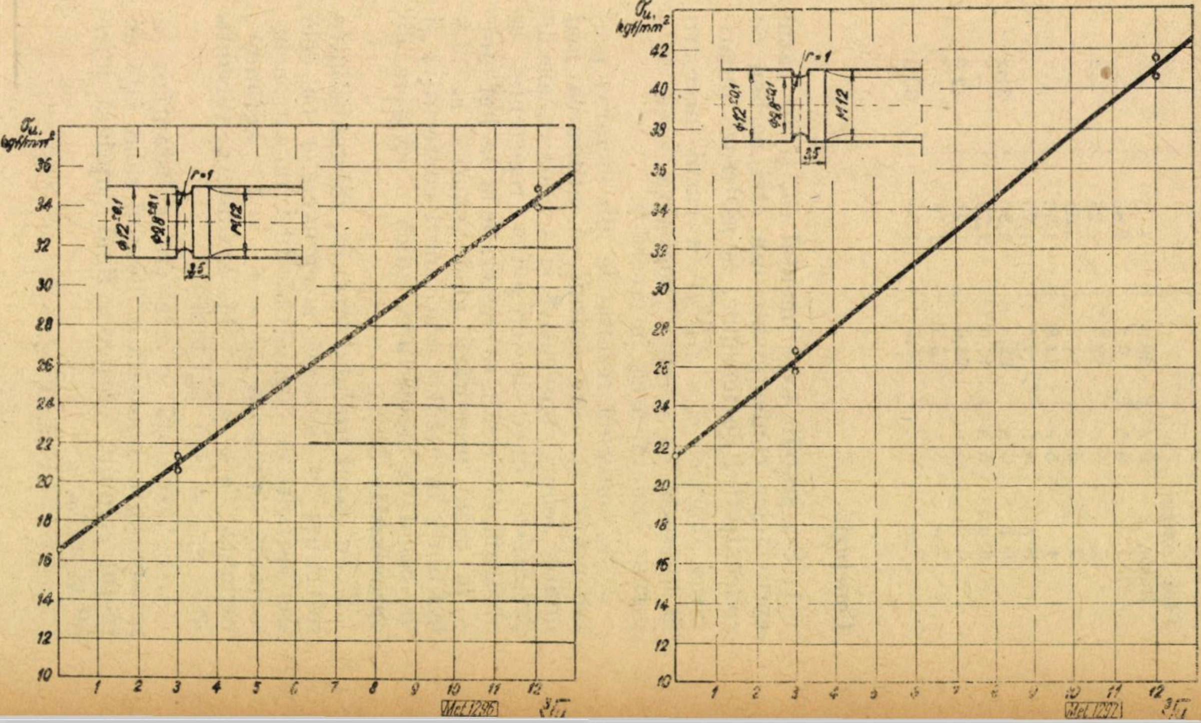


Fig. 5. Determinarea rezistenţei la oboseală la încovoiere rotativă prin metoda încărcării progresive:

a — epruvete toroidale (fără concentrator de tensiune); *b* — varianta 1 din tabela *2*; *c* — varianta 2 din tabela 2; *d* — varianta 3 din tabela 2; *e* — varianta 4 din tabela 2; *f* — varianta 5 a din tabela 2; *g* — varianta 5 b din tabela 2; *h* → varianta 6 a din tabela 2; i — varianta 6 b din tabela 2; *j* — varianta 7 a din tabela 2; *k* — varianta 7 b din tabela 2.

Autorii au stabilit că, şi în cazul epruvetelor cu concentratori de tensiune, liniaritatea funcţiei $\sigma_u = f(\sqrt[3]{u})$ este păstrată (fig. 5, b). Aceasta a permis construirea dreptei $\sigma_u = f(\sqrt[3]{u})$ prin două puncte corespunzînd la două viteze de încărcare, extreme, $2{,}7.10^{-6}$ kgf/mm²/ciclu şi $1{,}72.10^{-4}$ kgf/mm²/ciclu. Metoda este de fapt verificată şi de alte lucrări [16]. La fiecare viteză s-au încercat 2—4 epruvete, luîndu-se în considerare media rezultatelor.

Rezultatele şi analiza lor. Rezultatele experimentale (concentrate în tabela 3) au fost folosite la determinarea rezistenţei la oboseală (fig. 5, a —5, k).

Tabela 3

Varianta conform tabelei 2	Numărul figurii	σ_{-1}, kgf/mm²	Coeficientul efectiv de concentrare, k_σ	Creşterea rezistenţei la oboseală prin rulare, %
Fără concentrator	5 a	29,0	1	—
1	5 b	9,8	2,96	—
2	5 c	12,7	2,28	—
3	5 d	14,2	2,04	—
4	5 e	14,8	1,96	—
5 a	5 f	17,0	1,70	—
5 b	5 g	22,3	1,30	31,2
6 a	5 h	17,0	1,70	—
6 b	5 i	24,0	1,21	42,0
7 a	5 j	16,5	1,76	—
7 b	5 k	21,5	1,35	30,0

Concluzii

1. S-a stabilit experimental că, şi în cazul epruvetelor confecţionate din oţel carbon cu concentratori de tensiune, se păstrează liniaritatea funcţiei $\sigma_u = f(\sqrt[3]{u})$ în cazul încercării la oboseală cu sarcină progresivă, ceea ce a permis simplificarea încercărilor.

2. Se confirmă rezultatele din lucrarea precedentă [12], care arătau că utilizarea mai multor renuri consecutive şi a unor canale de descărcare duce la creşterea rezistenţei la oboseală, obţinîndu-se creşteri de la 9,8 kgf/mm² — în cazul practicării unei renuri — la 14,8 kgf/mm², în cazul a trei renuri consecutive şi un canal de descărcare, adică o creştere de aproximativ 50%.

3. În cazul filetului strunjit, diferenţa între rezistenţa la oboseală a epruvetelor cu cele trei variante de degajări ale filetului este neînsemnată (varianta *5a* — $\sigma_{-1} = 17$ kgf/mm²; varianta *6a* — $\sigma_{-1} = 17$ kgf/mm²; varianta *7a* — $\sigma_{-1} = 16{,}5$ kgf/mm²).

4. Se constată o creştere substanţială a rezistenţei la oboseală a filetului rulat faţă de filetul strunjit, creşterea fiind cuprinsă între 30 şi 42%.

5. Modul de degajare a filetului are însă o influenţă importantă în cazul filetului rulat. La variantele 5 b şi 7 b, rezistenţele la oboseală sînt $\sigma_{-1} = 22{,}3$ kgf/mm², respectiv $\sigma_{-1} = 21{,}5$ kgf/mm², în timp ce la varianta 6b, $\sigma_{-1} = 24$ kgf/mm², reprezentînd o creştere a rezistenţei la oboseală de 42%, faţă de acelaşi tip de filet strunjit şi cu o degajare identică. Se poate recomanda prin urmare utilizarea canalului de descărcare la distanţa de un pas în cazul filetelor rulate, supuse la solicitări variabile de încovoiere.

Bibliografie

[1] *Serensen, S. V., Kogaev, V. P., Kozlov, L. A., Şneiderovici, R. S.* Hesuşcaea sposobnost i rascetî detalei maşin. Maşghiz, 1954.

[2] *Horovitz, B., Safta, V., Gheorghiu, N., Markus, A.* Calculul şi construcţia organelor de maşini. Axe şi arbori. ASIT — Filiala Regională Banat, 1961.

[3] *Berg, S.* Neuere Versuche über Entlastungskerben. În: Forschung aus dem Gebiete des Ing. wesens, 12 (1941), p. 205.

[4] *Ludwik, P., Krystof, I.* Einfluss der Vorspannung auf die Dauerfestigkeit. În: Zeitschrift VDI, 77 (1933), p. 629—635,

[5] *Thum, A., Berg, S.* Die Entlastungskerbe. În: Forschung aus dem Gebiete des Ing. wesens, 2 (1931), oct., p. 345.

[6] *Vagapov, R. D., Şişorina, O. I.* Effektivnost razrrujainşcevo deistviia v konecinom cisle ravnîh stverstîi (vîrezov). Problemî procinosti v maşinostroenii, ANSSSR, Moscova, 1959.

[7] *Wintergerst, S.* Ein Beitrag zur Anwendung der Entlastungskerben. În: Forschungen aus dem Gebiete des Ing. wesens, 9 (1938), p. 258—259.

[8] *Kudreavţev, I. V., Saverin, M. M.*, Reabcenkov, A. V. Metodî poverhnostnogo uprocineniia detalei maşin. Maşghiz, 1949.

[9] *Kudreavţev, I. V.* Vnutrennie napreajenia kak rezerv procinosti v maşinostroenii. Maşghiz, 1951.

[10] *Serensen, S. V.* Povîşenie ustalostnoi procinosti detalei maşin poverhnostnoi obrabotkoi. Maşghiz, 1952.

[11] *Thum, A., Ochs, H.* Die Bekämpfung der Korrosionsermüdung durch Druckvorspannung. În Zeitschrift VDI, 76 (1932,) nr. 38.

[12] *Horovitz, B., Safta, V.* Contribuţie la cercetarea efectului crestăturilor de descărcare asupra rezistenţei la oboseală. In: Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962) nr. 5

[13] *Prot, M.* Une nouvelle technique d'essai des matériaux. L'essai de fatigue sous charge progressive. În: Revue de Métallurgie, nr. 12, 1948, p. 481.

[14] *Davin, M.* Étude théorique de la variation des contraintes de rupture par fatigue et de leur dispersion en fonction de la vitesse d'acroissement de charge dans la méthode de Prot. În: Revue générale de Mécanique, ian. 1953, p. 49—54.

[15] *Hajdu, I., Bernath, M., Hrelescu, T.* Maşină de încercare la oboseală sub sarcină progresivă. Academia R.P.R., Baza de cercetări ştiinţifice Timişoara, Studii şi cercetări, Ştiinţe tehnice, 7 (1960), nr. 3—4, p. 267—275.

[16] *Hijab, W. A.* Statistical appraisal of the Prot method for determination of fatigue endurance limit. În: Journal of Applied Mechanics, 1957, nr. 2, p. 214—218.

CZ 621.004.6

Stabilirea oportunității executării reparațiilor capitale ale mașinilor în comparație cu modernizarea sau înlocuirea lor

Ing. ION N. MARIN
Comitetul de stat pentru construcții, arhitectură și sistematizare

Folosirea integrală — intensivă și extensivă — a mașinilor nu se poate concepe fără o urmărire riguroasă și consecventă a regulilor de exploatare tehnică.

Exploatarea tehnică în bune condiții presupune atît organizarea rațională a procesului de producție, cît și îngrijirea exemplară a mașinilor în timpul funcționării, prin introducerea unui sistem de reparații preventive planificate.

Pentru obținerea unor rezultate favorabile în reducerea prețului de cost, organizarea unui sistem eficace de reparații este o problemă deosebit de importantă, deoarece, pentru menținerea parcului de mașini în continuă stare de funcționare, se consumă în prezent o cantitate prea mare de resurse energetice, materiale tehnice, piese de schimb și manoperă în vederea executării lucrărilor de reparații.

În fiecare an circa un sfert din parcul existent de mașini necesită efectuarea de reparații capitale; costul total al acestor reparații atinge anual circa 10—15% din valoarea totală a inventarului.

Problema cea mai spinoasă constă în aceea că prețul de cost al efectuării reparațiilor este astăzi încă foarte mare. De asemenea, este important să se arate că, în multe cazuri, calitatea reparațiilor lasă de dorit, din care cauză o mașină de-abia ieșită din reparație, după un scurt timp de funcționare, are nevoie din nou de reparații.

O altă problemă este aceea că prețul de cost al reparațiilor capitale este foarte variat, prezentînd diferențe mari de la un atelier de reparații la altul.

Astfel, s-au întîmplat cazuri cînd costul reparațiilor capitale ale unei mașini a fost foarte ridicat, ajungînd chiar pînă la 60—70% din valoarea de înlocuire a mașinii respective.

Se pune foarte acut problema dacă nu este cumva mai avantajos din punct de vedere economic să se achiziționeze mașini noi sau să se modernizeze cele existente, decît să se efectueze reparația capitală a acestora.

Pentru rezolvarea întregii probleme privind efectuarea reparațiilor de mașini, se impun o serie de măsuri printre care se pot enumera următoarele:

— Stabilirea unor criterii științifice privind determinarea oportunității executării reparațiilor capitale ale mașinilor, în comparație cu modernizarea sau înlocuirea lor, care ar cuprinde elaborarea și adoptarea unei metodologii de determinare a uzurii fizice, morale și totale a utilajelor.

— Analizarea posibilității de concentrare a reparațiilor capitale în ateliere specializate și de efectuare a lor pe bază de procese tehnologice mai perfecționate, de către un personal calificat, urmărind profilarea acestor ateliere pe tipuri de mașini.

— Organizarea unui sistem eficace privind recondiționarea și confecționarea pieselor de schimb, prin aplicarea unei tehnologii mai perfecționate în vederea îmbunătățirii calității acestora și unificării prețurilor de cost.

— Introducerea de prețuri ferme pentru reparații capitale, prețuri stabilite după criterii științifice.

— Reglementarea legislației cu privire la normele de amortizare și stabilirea după criterii științifice a cotei-părți aferente reparațiilor.

În cele ce urmează se prezintă considerații legate de elucidarea primei măsuri dintre cele enumerate.

Uzura fizică și uzura morală a utilajelor (*criterii de apreciere*). În cursul procesului de producție orice mijloc fix își pierde treptat capacitatea de a servi, potrivit destinației; el se uzează. Uzura mijloacelor fixe (utilajelor) are două laturi: una fizică și alta morală.

Uzura fizică este pierderea treptată a valorii de întrebuințare a mijlocului fix, în timpul utilizării lui în cadrul procesului de producție, iar uzura morală este învechirea mijlocului fix și deprecierea lui în timp datorită progresului tehnic.

Uzura fizică este determinată de uzura materială, în primul rînd mecanică, a pieselor componente ale utilajului în timpul procesului de producție, ceea ce face ca acesta să nu mai poată să-și mențină capacitatea de utilizare în limitele productivității inițiale cu precizia, randamentul și siguranța în funcționare prescrise.

Pentru aprecierea gradului de uzură fizică a unei mașini au fost propuse o serie de criterii atît tehnice cît și economice.

Criteriile tehnice propuse de unii economiști sînt greu de determinat, nu țin seama de progresul în metodele de reparare, prezentînd dificultăți legate de aplicarea practică.

Un criteriu tehnic de apreciere a gradului de uzură fizică cunoscut [1] se exprimă prin relația:

$$U_f = \frac{\sum_{i=1}^{n} u_i c_i}{\sum_{i=1}^{n} c_i}, \qquad (1)$$

în care u_i este gradul de uzură al piesei de ordinul i; c_i — costul acestei piese, n — numărul de piese al mașinii.

Pentru determinarea acestui criteriu este necesar să se cunoască uzurile fiecărei piese, precum și costul lor, elemente greu de calculat sau apreciat.

Un alt criteriu care poate fi mai ușor aplicat este dat de raportul:

$$U_f = \frac{T_s}{T_m}, \qquad (2)$$

în care T_s este timpul cît a funcționat mașina pînă în momentul considerat (timpul servit) și T_m — timpul maxim de funcționare a mașinii (durata totală de serviciu).

Acest criteriu nu ia însă în considerare faptul că, după efectuarea unei reparații, gradul de uzură U_f trebuie să fie mai mic, ceea ce conduce la erori, făcîndu-l inaplicabil.

Criteriile economice exprimă mai corect gradul de uzură fizică în comparație cu criteriile tehnice.

Măsurarea acestei uzuri cu astfel de criterii elimină dezavantajele arătate, avînd atît un grad de precizie mai mare, cît și un mod mai simplu de determinare.

Unii economiști (A. S. Konson) propun măsurarea economică a uzurii fizice prin stabilirea unui indicator determinat pe baza cheltuielilor de reparații în raport cu valoarea de reproducere a utilajului respectiv.

Astfel se propune relația:

$$U_f = \frac{R}{V_1}, \qquad (3)$$

în care R este valoarea de deviz a reparației utilajului în momentul determinării uzurii și V_1 — valoarea de înlocuire a utilajului în același moment.

Această expresie prezintă însă o mică eroare.

După cum se observă din această relație, la determinarea uzurii fizice se ține seama de progresul tehnic înregistrat de la executarea utilajului pînă în momentul determinării uzurii fizice a acestuia, atît R cît și V_1 fiind valorile de reparații, respectiv de reproducere a lui la momentul determinării uzurii.

Datorită însă faptului că ritmul progresului tehnic în atelierele de reparații este diferit de acela din uzinele constructoare de mașini, raportul $\frac{R}{V_1}$ nu exprimă corect gradul de uzură fizică a utilajului.

Această imperfecțiune a relației se explică prin aceea că, atunci cînd ritmul de variație al progresului tehnic în ramura reparației este mai mare decît ritmul progresului tehnic în ramura construcțiilor de mașini, gradul de uzură fizică a unui utilaj determinat prin această relație se micșorează. Or, gradul de uzură fizică crește totdeauna în timp. De asemenea, orice influență a progresului tehnic produce uzură morală și nu fizică.

Eroarea de determinare a gradului de uzură fizică cu ajutorul acestei relații este dată de raportul ritmurilor de creștere a productivității muncii din cadrul atelierelor de reparații și al uzinelor constructoare de mașini.

Un alt criteriu economic de măsurare a uzurii fizice poate fi dat de relația:

$$U_f = \frac{R}{V_0}, \qquad (4)$$

în care R este valoarea de deviz a reparației în momentul determinării uzurii și V_0 — valoarea inițială a utilajului.

Pentru ca această relație să fie justă, este necesar ca atît R cît și V_0 să fie exprimate în prețuri constante.

De asemenea, valoarea lui R, calculată la momentul determinării uzurii, cuprinde și influența progresului tehnic intervenit în cursul perioadei de exploatare. Din această cauză, pentru compararea valorilor R și V_0 este necesar ca acestea să fie calculate în prețurile aceluiași an. Astfel, se propune ca valoarea R să fie calculată fără a se ține seama de reducerea ei sub influența progresului tehnic.

Această valoare se poate calcula după formula:

$$R_0 = \frac{R}{(1 - \alpha_R)^t}, \qquad (5)$$

în care R_0 — este valoarea reparației în momentul determinării uzurii, calculată fără a ține seama de reducerea ei sub influența progresului tehnic; R — valoarea reparației în momentul determinării uzurii; α_R — reducerea medie anuală a prețului de cost în ramura de reparații, în fracțiuni de unitate; t — anii de exploatare a mașinii.

Avînd în vedere aceste considerații, se apreciază că indicatorul care să exprime într-un mod cît mai real gradul de uzură fizică este dat de relația $U_f = \frac{R_0}{V_0}$. Înlocuind valoarea R_0 cu expresia (5) rezultă:

$$U_f = \frac{R}{V_0 (1 - \alpha_R)^t}. \qquad (6)$$

În ceea ce priveşte uzura morală a utilajelor, s-a spus că ea este determinată de prezenţa continuă a progresului tehnic. Karl Marx a arătat că aceasta se manifestă în două direcţii şi anume :

— prin realizarea aceluiaşi tip de utilaj de aceeaşi productivitate, însă cu un *preţ de cost mai scăzut*, adică reducerea de la V_0 la V_1 a valorii reproducerii unui utilaj ; acest fel de uzură morală a fost denumit de Karl Marx uzură morală de gradul întîi ;

— prin apariţia unor utilaje cu productivitate mai mare (de la $q_0 =$ productivitatea utilajului dat, la $q_1 =$ productivitatea utilajului nou apărut însă mai perfecţionat) ; aceasta a fost denumită uzură morală de gradul al doilea.

Ţinînd seama de aceste considerente, se poate afirma că uzura morală este, pe de-o parte, o îmbătrînire tehnică a utilajului respectiv, iar pe de altă parte caracterizează o calitate economică legată de deprecierea acestuia în timp, datorită creşterii productivităţii muncii.

Îmbătrînirea tehnică caracterizează o categorie tehnică, adică un nivel mai scăzut al parametrilor tehnici ai utilajului în comparaţie cu tipurile nou apărute.

Deprecierea utilajului este determinată de micşorarea costului reproducerii lui.

Sintetizînd aceste două categorii, se poate spune că progresul tehnic — care determină uzura morală a utilajelor —se manifestă prin scăderea continuă a valorii specifice a acestora, adică a lui $\frac{V_0}{q_0}$ (valoarea maşinii raportată la productivitate) fie prin scăderea numărătorului de la V_0 la V_1, fie prin creşterea numitorului de la q_0 la q_1.

Intensitatea progresului tehnic se poate măsura prin raportul $\frac{V_0}{q_0} : \frac{V_1}{q_1}$, în care V_0 este valoarea iniţială a utilajului ; q_0 — productivitatea utilajului ; V_1 — valoarea unui utilaj nou perfecţionat de acelaşi tip ; q_1 — productivitatea utilajului perfecţionat ; $\frac{V_0}{q_0}$ — valoarea specifică a utilajului ; $\frac{V_1}{q_1}$ — valoarea de înlocuire specifică a utilajului.

În funcţie de această intensitate a progresului tehnic — deci în funcţie de acest raport — se poate determina mărimea uzurii morale.

Criteriul de apreciere privind uzura morală a unui utilaj se poate determina cu ajutorul relaţiei :

$$U_m = 1 - \frac{\frac{V_1}{q_1}}{\frac{V_0}{q_0}} = \frac{\frac{V_0}{q_0} - \frac{V_1}{q_1}}{\frac{V_0}{q_0}} = 1 - \frac{V_1}{V_0} \times \frac{q_0}{q_1} . \qquad (7)$$

Ca un caz particular al acestei relaţii se poate determina gradul de uzură morală 1 a unui utilaj în condiţiile numai ale reducerii costului reproducerii lui $(q_1 = q_0)$:

$$U_{m1} = 1 - \frac{V_1}{V_0} ,$$

în care V_1 este valoarea de reproducere a utilajului dată de expresia :

$V_1 = \frac{V_0}{(1 + P)}$ [1], unde P este creşterea productivităţii muncii pe întreaga perioadă de funcţionare a utilajului.

Ţinînd seama însă de actualele condiţii de evidenţă se poate folosi cu aproximaţie în locul lui P reducerea medie anuală a preţului de cost α_c — pro unitate — în ramura respectivă.

În acest : caz $V_1 = V_0 (1 - \alpha_c)^t$,
în care t este timpul de exploatare a utilajului, în ani.

Gradul de uzură morală a unui utilaj în condiţiile numai a creşterii productivităţii lui — uzura morală 2 — se poate determina admiţînd $\frac{V_1}{V_0} = 1$ sau $V_1 = V_0$, în relaţia generală (7).

$$U_{m2} = 1 - \frac{q_0}{q_1} .$$

Relaţia (7) exprimă însă gradul de apreciere a uzurii morale determinat numai de influenţa progresului tehnic din ramura construcţiilor de maşini. Este necesar să se ia în consideraţie şi progresul din ramura reparaţiilor. Cu cît progresul tehnic din ramura reparaţiilor este mai intens cu atît gradul de uzură morală a maşinilor va fi mai mic.

În consecinţă, gradul uzurii morale dat de relaţia (7) se va micşora cu expresia

$$U_{mr} = \frac{R_0 - R}{V_0} , \qquad (8)$$

în care U_{mr} este gradul de uzură morală a maşinilor ca rezultat al influenţei progresului tehnic din ramura reparaţiilor de maşini ; R_0 şi R — reprezintă notaţiile din expresia (5), iar V_0 —valoarea iniţială a maşinii.

În acest caz gradul de apreciere a uzurii morale este determinat de relaţia :

$$U_m = 1 - \frac{V_1 q_0}{V_0 q_1} - \frac{R_0 - R}{V_0} . \qquad (9)$$

Uzura totală. În literatura de specialitate nu există un punct de vedere unitar referitor la problema dacă poate să se determine un criteriu al uzurii totale.

Datorită faptului că uzura fizică şi uzura morală s-au determinat cu ajutorul unor indicatori economici şi anume amîndoi într-un procent din valoarea specifică iniţială a utilajului respectiv, indicatorul sintetic care caracterizează uzura totală se poate determina prin însumarea directă a acestora:

$$U_t = U_f + U_m = \frac{R_0}{V_0} + \frac{V_0 q_1 - V_1 q_0}{V_0 q_1} - \frac{R_0 - R}{V_0}. \quad (10)$$

Făcînd reducerile corespunzătoare, rezultă că gradul de apreciere a uzurii totale a mașinilor se poate calcula cu relația:

$$U_t = \frac{R}{V_0} + \frac{V_0 q_1 - V_1 q_0}{V_0 q_1} = \frac{R}{V_0} + 1 - \frac{V_1}{V_0} \cdot \frac{q_0}{q_1}. \quad (11)$$

Exemplu de calcul: Să se determine gradul de uzură totală a unei mașini-unelte, cunoscînd următoarele date:

— Valoarea inițială a mașinii	$V_0 = 250\,000$ lei
— Valoarea reparației mașinii în momentul determinării uzurii	$R = 40\,000$ lei
— Valoarea unei mașini-unelte noi mai perfecționate, de același tip, care poate să înlocuiască mașina existentă	$V_1 = 225\,000$ lei
— Raportul productivității existente și noi a mașinilor	$\frac{q_0}{q_1} = 0{,}8$

Raportul productivității se determină prin împărțirea numărului de piese executate de mașina-unealtă existentă la numărul de piese identice ce se pot executa de mașina nouă în aceeași unitate de timp și în aceleași condiții tehnico-organizatorice.

În vederea determinării mai precise a acestui raport se recomandă să se efectueze calculul pentru mai multe produse, piese sau operații cît mai reprezentative ce se pot executa de către mașina-unealtă respectivă și mașina recent apărută. Media aritmetică simplă a tuturor acestor rapoarte determină raportul căutat.

Se menționează că acest raport se poate determina și prin raportarea timpilor de execuție (ai mașinii noi și cei ai mașinii existente), pentru operația-cheie cea mai caracteristică pe care o execută mașina existentă.

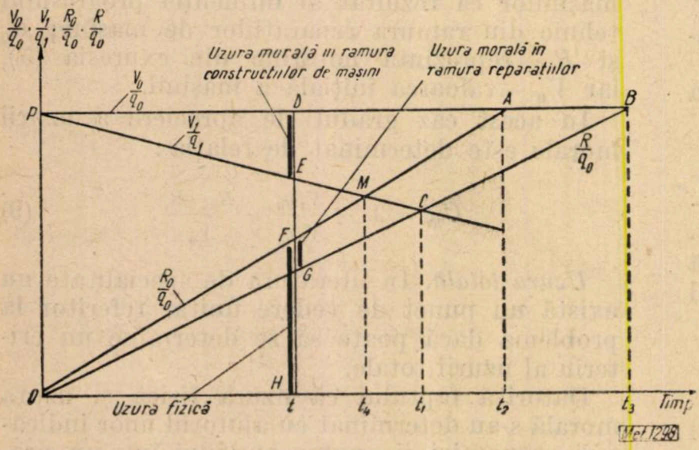

$\frac{V_0}{q_0} \cdot \frac{V_1}{q_1} \cdot \frac{R_0}{q_0} \cdot \frac{R}{q_0}$
Uzura morală în ramura construcțiilor de mașini
Uzura morală în ramura reparațiilor
$\frac{V_0}{q_0}$
P
D
A
B
$\frac{V_1}{q_1}$
$\frac{R}{q_0}$
E
M
C
F
G
$\frac{R_0}{q_0}$
H
0
Uzura fizică
t
t_4
t_1
t_2
t_3
Timp
Met 1298

Fig. 1

Gradul de uzură totală – conform relației (11) — este

$$U_t = \frac{40\,000}{250\,000} + 1 - \frac{225\,000}{250\,000} \times 0{,}8 = 0{,}44;$$

mașina-unealtă este deci uzată 44%.

Reprezentarea grafică a acestor uzuri prezintă un deosebit interes.

Astfel, dacă se reprezintă într-un sistem de coordonate valorile specifice: $\frac{V_0}{q_0}$; $\frac{R}{q_0}$; $\frac{R_0}{q_0}$; $\frac{V_1}{q_1}$, în raport cu timpul, rezultă diagrama reprezentată în figura 1.

Valoarea specifică $\frac{V_0}{q_0}$ este constantă în timp; valoarea $\frac{R_0}{q_0}$ (valoare care nu ține seama de influența progresului tehnic în ramura reparației) crește în timp, datorită creșterii costului de deviz al reparației; valoarea specifică $\frac{R}{q_0}$ (valoare care ține seama de influența progresului tehnic în ramura reparații) crește în raport cu timpul, însă creșterea ei este mai lentă decît creșterea valorii $\frac{R_0}{q_0}$.

Ținînd seama de aceste considerații, aceste valori se reprezintă grafic cu o anumită aproximație prin drepte.

Valoarea specifică de înlocuire a utilajului $\frac{V_1}{q_1}$ este descrescătoare în timp, datorită atît reducerii lui V_1 cît și creșterii lui q_1 (influențată de progresul tehnic).

Dreapta $\frac{V_1}{q_1}$ reprezintă intensitatea progresului tehnic. La un moment oarecare (timpul t) uzura fizică este dată de relația (6) deci:

$$U_f = \frac{R_0}{V_0} = \frac{R_0}{q_0} : \frac{V_0}{q_0} = \frac{FH}{DH}.$$

Uzura morală produsă utilajului datorită influenței progresului tehnic în ramura construcții de mașini este dată de relația (7). Adică:

$$U_m = \frac{\frac{V_0}{q_0} - \frac{V_1}{q_1}}{\frac{V_0}{q_0}} = \frac{\overline{DH} - \overline{EH}}{\overline{DH}} = \frac{\overline{DE}}{\overline{DH}}.$$

Uzura morală se micșorează datorită influenței progresului tehnic în ramura reparației cu U_{mr} (relația 10):

$$U_{mr} = \frac{R_0 - R}{V_0} = \frac{\frac{R_0}{q_0} - \frac{R}{q_0}}{\frac{V_0}{q_0}} = \frac{\overline{FH} - \overline{GH}}{\overline{DH}} = \frac{\overline{FG}}{\overline{DH}}.$$

Considerînd la scară $\frac{V_0}{q_0} = \overline{DH}$ egal cu unitatea,

$$U_f = \overline{FH}\,;\ U_m = \overline{DE}\,;\ U_{mr} = \overline{FG},$$

iar uzura totală: $U_t = \overline{FH} + \overline{DE} - \overline{FG} = \overline{DE} + \overline{GH}$.

Utilajul este uzat complet atunci cînd gradul lui de uzură totală este egal cu unitatea, adică atunci cînd $U_t = 1$ (grad de uzură 100%) *.

Potrivit relaţiei (11) uzura completă a utilajului are loc deci atunci cînd este satisfăcută relaţia:

$$\frac{R}{V_0} + \frac{V_0 q_1 - V_1 q_0}{V_0 q_1} = 1,$$

adică:

$$\frac{R}{V_0} = \frac{V_1 q_0}{V_0 q_1} \quad \text{sau} \quad \frac{R}{q_0} = \frac{V_1}{q_1}. \qquad (12)$$

Grafic (fig. 1) această expresie se traduce prin aceea că uzura completă a utilajului are loc în momentul t_1 determinat de abscisa punctului de intersecţie C a dreptei $\frac{V_1}{q_1}$ cu dreapta $\frac{R}{q_0}$.

Dacă nu există progres tehnic nici în ramura de construcţii de maşini şi nici în ramura reparaţiei, uzura completă are loc în momentul t_2 (abscisa punctului de intersecţie A a dreptelor $\frac{V_0}{q_0}$ şi $\frac{R_0}{q_0}$).

Dacă există progres tehnic numai în ramura reparaţiilor, uzura completă are loc în momentul t_3 (abscisa punctului B de intersecţie a dreptelor $\frac{V_0}{q_0}$ şi $\frac{R}{q_0}$).

Dacă există progres tehnic numai în ramura construcţiilor de maşini, uzura completă are loc în momentul t_4 (abscisa punctului M de intersecţie a dreptelor $\frac{V_1}{q_1}$ şi $\frac{R_0}{q_0}$).

Din cele expuse se pot trage următoarele concluzii:

— Uzura completă a utilajelor este legată de progresul tehnic.

— Momentul uzurii complete depinde de intensitatea progresului tehnic atît în ramura construcţiilor de maşini, cît şi în ramura reparaţiei.

— Uzura completă a utilajului are loc întotdeauna înainte de uzura fizică.

— Uzura completă are loc atunci cînd există egalitatea

$$\frac{R}{q_0} = \frac{V_1}{q_1}.$$

Criteriul oportunităţii executării reparaţiei unui utilaj. Se ştie că necesitatea executării reparaţiei unui utilaj apare ca o consecinţă a uzurii fizice.

Uzura morală, în schimb, pune la îndoială executarea acesteia, din considerente economice.

Oportunitatea executării reparaţiei este determinată de aceşti doi factori ai utilajului (uzura fizică şi uzura morală). Totdeauna uzura fizică ne spune că trebuie să executăm reparaţia, în timp ce uzura morală ne opreşte. Aceasta se explică prin faptul că odată cu progresul tehnic, uzura morală creşte indiferent de uzura fizică, utilajul ajungînd mai repede sau mai încet la uzura completă, în funcţie de intensitatea progresului tehnic, chiar dacă utilajul în momentul considerat are o uzură fizică mică.

În condiţiile existenţei progresului tehnic în permanenţă, problema oportunităţii executării reparaţiei, în general, şi a reparaţiei capitale, în special, se pune în fiecare moment.

Problema oportunităţii executării reparaţiei se pune înainte ca utilajul să fie complet uzat, după uzura completă a acestuia, reparaţia devenind, în cele mai multe cazuri inutilă.

Ştiind că uzura completă a utilajelor are loc atunci cînd $\frac{R}{q_0} = \frac{V_1}{q_1}$ (relaţia 12), criteriul de determinare a oportunităţii executării reparaţiilor este dat de expresia

$$\frac{R}{q_0} \leqslant \frac{V_1}{q_1}. \qquad (13)$$

Problema oportunităţii executării reparaţiei unui utilaj înainte ca acesta să fie uzat complet este o problemă de eficacitate economică.

În legătură cu soluţionarea acestei probleme există, de regulă, trei variante: repararea utilajului vechi, modernizarea lui şi înlocuirea lui cu unul nou.

Se presupune că R este investiţia pentru reparaţia capitală a utilajului; V_m investiţia pentru modernizarea utilajului; V_i investiţia pentru înlocuirea lui cu un utilaj nou şi că productivitatea utilajului după reparaţie este egală cu cea iniţială q_0; productivitatea utilajului după modernizare este egală cu q_m iar q_i productivitatea utilajului nou de înlocuire. În acest caz preţul de cost pe unitatea de producţie este:

C_0 pentru utilajul reparat, C_m pentru utilajul modernizat şi C_i pentru utilajul nou.

Determinarea oportunităţii reparaţiei capitale la un utilaj în comparaţie cu modernizarea sau înlocuirea lui se stabileşte prin utilizarea a două variante de comparaţie.

Prima variantă se referă la compararea tehnico-economică a modernizării utilajului faţă de înlocuirea lui cu un altul nou.

---

* În conformitate cu legislaţia în vigoare (HCM 134) maşinile şi utilajele pot fi casate atunci cînd gradul de uzură a acestora este 70%.

Astfel, dacă : $\frac{V_m}{q_m} > \frac{V_i}{q_i}$ şi $C_m > C_i$ înlocuirea utilajului este mai economică decît modernizarea lui.

Dacă însă $\frac{V_m}{q_m} < \frac{V_i}{q_i}$ şi $C_m < C_i$ modernizarea utilajului este mai economică decît înlocuirea lui cu altul nou.

Pentru cazul general se va adopta acea soluţie (modernizare sau înlocuire) care va avea *cheltuielile recalculate* cele mai mici.

Soluţia optimă este dată în acest caz de relaţia: $\frac{1}{t_{rn}} \frac{V}{q} + C = \text{minim}$, unde t_{rn} este termenul de recuperare normat.

A doua variantă este problema propriu-zisă a oportunităţii executării reparaţiei capitale; aceasta îşi găseşte rezolvarea prin compararea tehnico-economică a indicatorilor celei mai bune soluţii din prima variantă (modernizare sau înlocuire) cu indicatorii utilajului pentru care se studiază problema oportunităţii efectuării reparaţiei.

Ca metodologie problema se reduce deci la compararea indicatorilor utilajului căruia urmează să i se efectueze reparaţia cu indicatorii soluţiei optime din prima variantă.

Indicatorii soluţiei optime sînt notaţi cu: $V_1, q_1, C_1, \frac{V_1}{q_1}$ iar pentru simplificare sînt numiţi indicii „utilajului nou'', indiferent dacă sînt ai utilajului modernizat sau ai utilajului nou de înlocuire.

În cazul cînd $\frac{R}{q_0} < \frac{V_1}{q_1}$ şi $C_0 > C_1$ oportunitatea executării reparaţiei utilajului este determinată de eficacitatea investiţiei suplimentare efectuate pentru modernizarea sau înlocuirea utilajului în comparaţie cu repararea.

Criteriul de apreciere a oportunităţii efectuării reparaţiei este în acest caz termenul de recuperare a investiţiei suplimentare, exprimat prin relaţia:

$$t_r = \frac{\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}}{C_0 - C_1}.$$

Dacă acest termen este mai mic decît termenul de recuperare normat, investiţia este eficace, iar reparaţia utilajului este inoportună.

În vederea unei rezolvări mai rapide şi mai simple a acestei probleme, s-a construit diagrama din figura 2.

În abscisă s-a notat timpul, iar în ordonată valoarea specifică (pe unitatea de productivitate) iniţială a utilajului, investiţia specifică a utilajului nou sau modernizat şi cheltuielile specifice privind reparaţia.

Astfel, valoarea iniţială specifică $\frac{V_0}{q_0}$ a utilajului, rămînînd constantă în timp, va fi reprezentată pe diagramă prin dreapta *PA* paralelă cu axa absciselor. Valoarea reparaţiei specifice $\frac{R}{q_0}$ este reprezentată de dreapta *OA*.

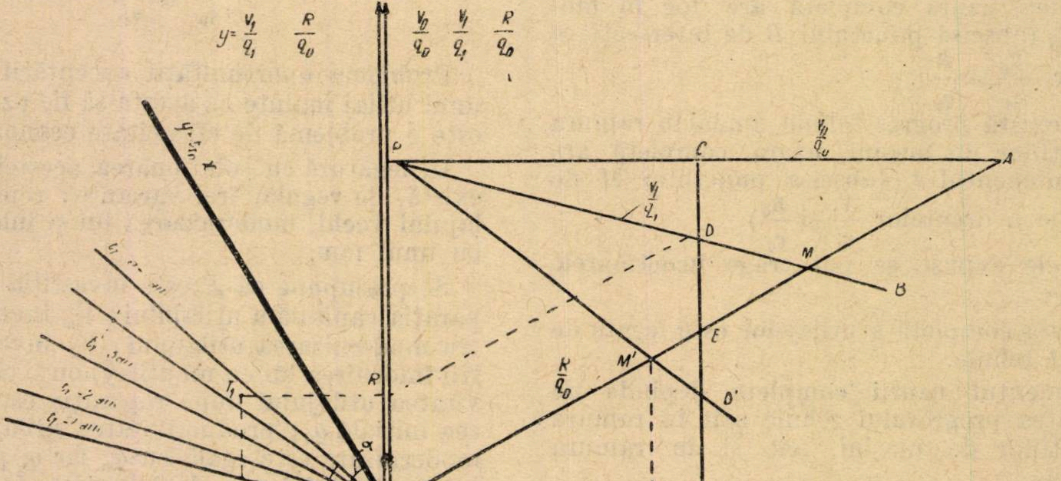


Fig. 2

Cînd s-a vorbit de uzura fizică şi uzura morală, s-a ajuns la concluzia că utilajul este uzat total, atunci cînd există egalitatea : $\frac{R}{q_0} = \frac{V_1}{q_1}$, iar reparaţia devine discutabilă.

La un moment dat (timpul t_1) trebuie stabilită oportunitatea efectuării reparaţiei utilajului respectiv.

Progresul tehnic este caracterizat de valoarea specifică (pe unitate de productivitate) a utilajelor noi, care este reprezentată în diagramă prin dreapta PB. La momentul considerat $-t_1$ el are valoarea $\frac{V_1}{q_1}$.

Uzura fizică este dată de segmentul $\overline{EF}$, iar uzura morală a utilajului de segmentul $\overline{CD}$.

a) Dacă $\frac{V_1}{q_1} < \frac{R}{q_0}$; adică dacă $\overline{DF} < \overline{EF}$ (în realitate $D'F < EF$) *executarea reparației utilajului* nu mai este oportună, el fiind deja uzat total la timpul $t_2 < t_1$ $\left(\text{abscisa punctului } M' \text{ de intersecție a dreptei } \frac{V_1}{q_1} \text{ cu } \frac{R}{q_0}\right)$.

b) Dacă $\frac{V_1}{q_1} > \frac{R}{q_0}$, oportunitatea executării reparației este rezolvată de termenul de recuperare:

$$t_r = \frac{\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}}{C_0 - C_1}.$$

Dacă $C_0 - C_1 = x$ iar $\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0} = y, y = t_r x$ (fig. 2 stînga).

Dacă termenul de recuperare normat este t_{rn} și dreapta $y = t_{rn} x$ se reprezintă într-un sistem de coordonate în care pe abscisă sînt reprezentate diferențele de preț de cost $(C_0 - C_1)$, iar pe ordonată investiția suplimentară $\left(\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}\right)$, se poate obține rezolvarea problemei grafic.

Astfel punctul E este determinat de segmentul de dreaptă $EF = \frac{R}{q_0}$.

Din punctul D determinat de segmentul $FD = \frac{V_1}{q_1}$ al utilajului nou se duce o paralelă la OA pînă cînd întîlnește axa Oy (punctul R). Segmentul OR este tocmai $\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}$.

Dacă punctul T_1 de intersecție a orizontalei din R cu verticala din G — punct corespunzător diferenței de preț de cost $(C_0 - C_1) = OG$ — cade la stînga dreptei $y = t_{rn} x$, înlocuirea utilajului este mai economică și deci reparația utilajului se consideră inoportună.

Într-adevăr orice punct T_i de coordonate $(X_i, Y_i = t_{ri} x_i)$ din stînga dreptei $Y = t_{rn} x$ satisface relația: $\frac{Y_i}{x_i} < \frac{Y}{x}$ pentru că unghiul la centru al acestui punct α_i $\left(\text{deci și } \operatorname{tg} \alpha_i = \frac{Y_i}{x_i}\right)$ este totdeauna mai mic decît unghiul α $\left(\text{deci și decît } \operatorname{tg} \alpha = \frac{Y}{x}\right)$.

Or, înlocuind în relația $\frac{Y_i}{x_i} < \frac{Y}{x}$ pe $Y_i = t_{ri} x_i$ și $y = t_{rn} x$, rezultă că $\frac{t_{ri} x_i}{x_i} < \frac{t_{rn} x}{x}$ și deci $t_{ri} < t_{rn}$, adică investiția suplimentară $\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}$ se recuperează într-un termen $t'_r < t_{rn}$, înlocuirea utilajului fiind în acest caz mai economică.

Concluzii: Rezolvarea oportunității efectuării reparației capitale la un utilaj se poate face:

Analitic: Nu se vor executa reparații capitale la utilaje cînd:

a) $\frac{R}{q_0} \geqslant \frac{V_1}{q_1}$ și $C_0 > C_1$ sau cînd

b) $t_r = \frac{\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}}{C_0 - C_1} > t$ recuperare normat, dacă

$$\frac{R}{q_0} < \frac{V_1}{q_1} \text{ și } C_0 > C_1.$$

Grafic (fig. 2). Nu se vor executa reparații capitale atunci cînd:

a) $DF < EF$ (punctul M de intersecție a dreptei PB cu dreapta OA se găsește la stînga punctului E determinat de $EF = \frac{R}{q_0}$ al utilajului considerat).

b) Punctul T_1 de intersecție a abscisei $OG = C_0 - C_1$ și ordonatei $OR = \frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}$ se găsește la stînga dreptei $y = t_{rn} x$.

Observație: Prin trasarea — pe aceleași axe de coordonate — de drepte $y = t_{ri} x$ în care $t_{ri} = 1, 2, 3..., t_{rn}$ ani, se poate determina și termenul de recuperare a investiției suplimentare $\frac{V_1}{q_1} - \frac{R}{q_0}$, după poziția punctului T_1 față de aceste drepte.

Exemplul 1

Se pune problema oportunității executării reparației capitale a utilajului Grup electrogen Skoda 16 kVA în condițiile posibilității de înlocuire a acestuia cu grupul electrogen TN-60 de producție romînească.

a) *Elemente necesare calculului pentru GES Skoda*:

— Valoarea inițială	$V_0 = 50\,130$ lei
— Valoarea reparații capitale	$R = 8\,000$ lei
— Productivitatea orară	$q_0 = 16$ kVA
— Valoarea specifică a reparației	$\frac{R}{q_0} = 500$ lei/kVA

— Preţul de cost pe unitate de producţie * $C_0 = 1{,}025$ lei/kVA
— Orele de funcţionare efectivă într-un an $H_{ef} = 1\,800$ ore

b) *Elementele necesare calculului pentru utilajul înlocuitor G.E.TN*-60 :

— Valoarea de achiziţie $V_1 = 60\,500$ lei
— Productivitatea orară $q_1' = 25$ kVA
— Valoarea specifică $V_1/q_1 = 2\,420$ lei/kVA
— Preţul de cost pe unitatea de produs $C_1 = 0{,}77$ lei/kVA
— Orele de funcţionare efectivă într-un an $H_{ef} = 1\,800$ ore

Oportunitatea executării reparaţiei capitale se poate determina după cum s-a arătat. Se calculează rapoartele :

$$\frac{V_1}{q_1} = 2\,420\,; \qquad \frac{R}{q_0} = 500.\ \text{Rezultă}\ \frac{V_1}{q_1} > \frac{R}{q_0}$$

şi deci utilajul nu este uzat total.

Oportunitatea este determinată de termenul de recuperare :

$$t_r = \frac{\dfrac{V_1}{q_1} - \dfrac{R}{q_0}}{C_0 - C_1} = \frac{\dfrac{V_1}{q_1'} - \dfrac{R}{q_0'}}{O_f(C_0 - C_1)}$$

q_0' şi q_1' fiind productivităţile orare, iar q_0 şi q_1 — productivităţile anuale

$$t_r = \frac{1920}{1\,800\,(1{,}025 - 0{,}77)} = 4{,}1\ \text{ani.}$$

Considerînd că termenul de recuperare normat este de cinci ani, înlocuirea utilajului este mai economică şi deci nu este necesară efectuarea reparaţiei capitale.

Exemplul 2

Se pune problema dacă mai este necesară executarea reparaţiei capitale a unei maşini-unelte oarecare în condiţiile posibilităţii de înlocuire a acesteia cu o maşină-unealtă nou apărută de tip similar sau care poate executa operaţii, piese sau produse identice.

a) *Elementele de calcul ale maşinii-unelte existente căreia i se determină oportunitatea executării reparaţiei capitale* :

— Valoarea iniţială a maşinii $V_0 = 180\,000$ lei
— Valoarea reparaţiei capitale $R = 40\,000$ lei
— Productivitatea anuală a maşinii $q_0 = 2\,000$ piese/an
— Valoarea specifică a investiţiei destinată reparaţiei $R/q_0 = 20$ lei/piesă
— Preţul de cost al unei piese (preţul de exploatare aferent numai maşinii respective) $C_0 = 15$ lei/piesă

b) *Elementele de calcul ale maşinii de tip nou similare cu cea existentă* :

— Valoarea de achiziţie $V_1 = 120\,000$ lei
— Productivitatea anuală a maşinii în piese identice $q_1 = 4\,000$ piese/an
— Valoarea specifică $V_1/q_1 = 31$ lei/piesă
— Preţul de cost al unei piese (aferent numai maşinii respective) $C_1 = 10$ lei/ piesă

Oportunitatea executării reparaţiei capitale se poate determina după cum s-a arătat :

$$\frac{V_1}{q_1} = 30\ \text{lei/piesă}\,; \quad \frac{R}{q_0} = 20\ \text{lei/piesă}\,;\ \text{rezultă}\ \frac{V_1}{q_1} > \frac{R}{q_0}.$$

În acest caz oportunitatea este determinată de termenul de recuperare a investiţiei suplimentare :

$$t_r = \frac{\dfrac{V_1}{q_1} - \dfrac{R}{q_0}}{C_0 - C_1} = \frac{30-20}{15-10} = 2\ \text{ani.}$$

Considerînd un termen de recuperare normat mai mare de doi ani, înlocuirea utilajului este economică şi deci reparaţia capitală inoportună.

Bibliografie

[1] *Konson, A. S.* Eficacitatea economică a tehnicii noi. Traducere din limba rusă. Editura Ştiinţifică, 1960.
[2] *Strumilin, S. G.* Uzura fizică şi morală a mijloacelor de muncă. În : Voprosî ekonomiki, nr. 8, 1956.
[3] *Kantorer, S. E.* Amortizaţia i moralnîi iznos maşin v stroitelstve. Moskva, 1959.
[4] *Gheorghiu, Gh.* Repararea maşinilor de construcţii. INCERC, 1961.
[5] *Gheorghiu, Gh.* şi alţii. Studiu tehnico-economic privind stabilirea preţurilor pentru reparaţii capitale ale maşinilor de construcţii. INCERC, 1961.
[6] * * * Eficacitatea economică a investiţiilor şi a tehnicii noi în construcţii. Culegeri de articole. Traducere din limba rusă. IDT, 1960.
[7] *Aurian, I.* Determinarea eficienţei economice a introducerii tehnicii noi. Revista Construcţiilor şi Materialelor de Construcţii, nr. 6, 1961.
[8] *Jica, P.* În legătură cu determinarea cifrică a uzurii morale a fondurilor fixe. Probleme Economice, nr. 12, 1961.
[9] *Katz, R.* Perfecţionarea metodelor de stabilire şi planificare a amortizării fondurilor fixe. Probleme Economice, nr. 2, 1962.

---

* Preţul de cost pe unitate de producţie se determină după metodologiile cunoscute. Astfel :

$$C = \frac{Ch_0}{K} + E + S + D,\ \text{unde :}$$

Ch_0 este chiria orară a maşinii (utilajului)
K — coeficientul de utilizare extensivă a maşinii
E — costul energiei orare
S — salariul muncitorilor necuprinşi în chirie şi care deservesc maşina
D — costul deplasărilor utilajului în decurs de un an raportat la ora de funcţionare.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.833 : 678

Roți dințate confecționate din materiale plastice

Prof. NICOLAIE POPINCEANU
Institutul politehnic – Iași

Producția și utilizarea materialelor plastice au atins astăzi un asemenea nivel, încît este aproape imposibil de a trata într-o singură lucrare sau chiar într-un singur volum toate sortimentele și toate posibilitățile lor de utilizare. Mereu apar noi materiale plastice cu proprietăți din ce în ce mai bune și în cantități din ce în ce mai mari. Pe plan mondial, producția anuală de materiale plastice întrece astăzi cifra de 6 mil. t (aproximativ producția aluminiului, cuprului, plumbului și zincului, socotite la un loc). Dacă se compară această cifră cu circa 0,15 mil. t, valoarea producției în anul 1962, se constată un ritm de creștere foarte mare; se prevede ca în 1970 să se atingă o producție de 12 mil. t anual.

Creșterea producției de materiale plastice se bazează pe cerința mereu crescîndă de utilizare a lor în diferite ramuri ale producției industriale. Utilizarea lor în construcția de mașini, pentru confecționarea pieselor și organelor de mașini, se bazează pe o serie de proprietăți care pot fi comparate cu cele ale metalelor: rezistență la rupere ridicată, raportată la greutate specifică mică, modul de elasticitate scăzut și reziliență ridicată favorabilă la amortizarea șocurilor și a zgomotului, coeficient de frecare uneori mic (reduce uzura și pierderile de energie), alteori ridicat (favorabil transmiterii de putere prin frecare) și stabilitate chimică ridicată în diferite medii agresive (rezistența la coroziune este aceeași în toată masa, nu numai la suprafață).

Datorită acestor proprietăți, piesele confecționate din materiale plastice pot înlocui unele piese metalice, în special acelea confecționate din materiale neferoase scumpe.

Se obțin piese cu un preț de cost redus prin presare, turnare sub presiune și injecție, la producția în serie mare; adesea se poate obține un preț de cost mai redus decît acela al pieselor confecționate din metal, chiar la producția individuală sau în serie mică, la piese prelucrate prin așchiere din semifabricate.

În prezent, la noi în țară, se folosesc materiale plastice în construcția roților dințate, nu numai datorită prețului de cost redus, ci mai ales avantajelor arătate.

Pentru agregate mici s-au construit roți dințate din fibră vulkan – prin așchiere – încă de la sfîrșitul secolului trecut. După 1910, apar roți dințate construite din materiale plastice stratificate, pe bază de rășini fenolice (textolit și lignofol), prelucrate tot prin așchiere. Mult mai tîrziu încep să se construiască roți dințate din poliamide și alte materiale plastice cu proprietăți apropiate de ale acestora.

Pentru utilizarea materialelor plastice la construcția roților dințate sînt necesare încercări atît pe epruvete, în laboratoare, cît și cu roți dințate confecționate din materiale plastice, fie pe mașini de încercat, fie pe agregate în exploatare.

În tabela 1 se indică unele caracteristici – determinate pe epruvete – ale materialelor plastice.

Caracteristicile de rezistență ale lemnului stratificat variază în oarecare măsură cu modul de aranjare a plăcilor de furnir confecționate din lemnul de mesteacăn (în tabela 1 sînt date cifrele pentru un unghi de 15–45° dintre fibrele plăcilor suprapuse); lignofolul, de producție sovietică, folosit în construcția de avioane, are rezistența la rupere cu circa 60% mai ridicată [1].

Textolitul confecționat cu pînză fină și foarte fină are o rezistență cu 10–20% mai ridicată decît aceea din tabela 1 [2]. Atît textolitul cît și lemnul stratificat se umflă, sub acțiunea apei sau a uleiului, fapt de care trebuie să se țină seamă la dimensionarea roților dințate; umflarea textolitului rămîne între limitele jocului dintre dinți și numai rareori este deranjată funcționarea normală a angrenajului. Pentru a elimina parțial acest neajuns, se recomandă ca textolitul să se trateze în ulei fierbinte, și în cazul cînd roțile sînt confecționate din lemn stratificat, ungerea să nu se facă cu uleiuri.

În clima europeană, cu umiditatea relativă a aerului de circa 65%, poliamidele își păstrează volumul constant; sub influența uleiului de ungere sau a apei, ele se umflă, fără ca totuși să se anuleze jocul dintre flancurile dinților. În figurile 1 și 2 se indică variația dimensiunilor unei poliamide în funcție de umiditatea mediului,

Tabela 1

Proprietățile unor materiale plastice utilizate în construcția roților dințate

Proprietățile	Fibră vulkan	Textolit	Lignofol	Poliamide	Vulkolan[1]	Delrin[2]	Kralastic[3]
Greutatea specifică, gf/cm²	1,35–1,50	1,35	1,25–1,40	1,13 (1,15)	1,26	1,43	1,07
Rezistența de rupere la tracțiune σ_r, kgf/mm²	5–8	8	14	6–7,5(8)	1,5–3,5	7	6
Rezistența de rupere la încovoiere σ_{ri}, kgf/mm²	8–9	10–13	18	8–10 (10)	0,35–0,80	10	9,5
Rezistența de rupere la compresiune σ_{rc}, kgf/mm²	18	20	11	10	3	—	—
Modulul de elasticitate E, kgf/mm²	350–750	800	1 000	140 (280)* (120)**	—	316	290
Reziliența, kgf cm/cm²	90	35	15–30	>150	nu se rupe	—	—
Reziliența pe epruvete crestate, kgfcm/cm²	25	16	9–27	10			
Duritatea, kgf/mm²	9–15	13	16	5–10 (Rockwell) (118)* (108)**	18	Rockwell 120	118
Coeficientul de dilatare termică, 1/°C	—	$3{,}10^{-5}$	$0{,}35.10^{-5}$	10	—	8,1	5,8
Conductivitatea termică, kcal/mh°C	—	0,25	0,18	0,25	—	0,20	0,22
Alungirea relativă la rupere, %	—	1	1	(60)* (300)**	—	20	15

[1] Un elastomer poliuretan produs Bayer.

[2] Rășină poliacetal termoplastă; este un polimerizat al formaldehidei care polimerizează la superpolioximetilen cu punct de topire ridicat; valorile date se referă la 0,2% umiditate, cu temperatura de topire de 182 °C.

[3] O masă plastică acril-nitril-butandien-stirol; valorile sînt pentru 0,35% umiditate.

Valorile din paranteze se referă la nylon-zitel 101;

* cu 0,5% umiditate;

** cu 2,5% umiditate.

de conținutul inițial de apă al epruvetei și de timp [3].

Caracteristicile mecanice ale poliamidelor variază cu conținutul de apă și cu temperatura.

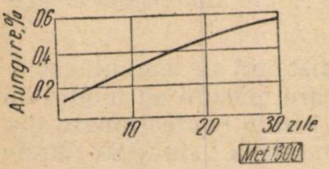


Fig. 1. Variația dimensiunilor unei piese confecționate din poliamidă, inițial complet uscată introdusă în apă la 20°C.

În figurile 3 și 4 se indică unele măsurări făcute pe nylon-zytel 101 [4].

Pentru deformare sînt importante atît influența timpului, cît și a efortului. În figura 5 se indică curgerea lentă a nylonului.

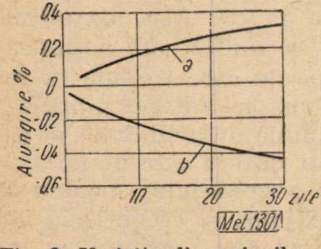


Fig. 2. Variația dimensiunilor unei piese confecționate din poliamidă cu conținut inițial de apă normal: a — în aer cu 100% umiditate relativă; b — pînă la uscare completă.

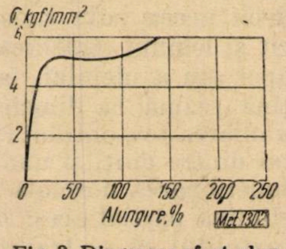


Fig. 3. Diagrama efort-alungire la întindere pentru nylon-zytel 101, la 23°C și 50% umiditate relativă a aerului.

Valorile modulului de elasticitate E din tabela 1 sînt valabile sub limita de proporționalitate, care la poliamide este de circa 1/3 din rezistența de rupere.

Poliamidele — fiind materiale plastice — nu revin la forma inițială imediat după dispariția sarcinii, ci rămîn cu o deformație remanentă care se micșorează cu timpul de repaus. Revenirea la forma inițială poate să apară după mai multe luni sau chiar după ani.

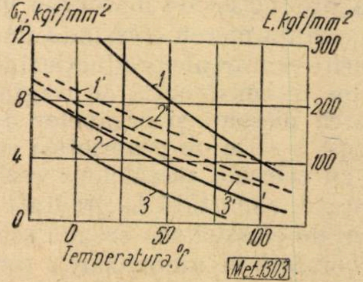


Fig. 4. Influența umidității și a temperaturii asupra rezistenței la întindere și asupra modulului de elasticitate a nylonului:

1 și 1' mediu uscat; 2 și 2' mediu cu umiditate medie; 3 și 3' mediu umed saturat.

Rezistența la oboseală la încovoiere a poliamidelor este circa 1/3 din rezistența la rupere; ea variază cu temperatura, astfel încît la 100°C este de numai 1/4 din limita de rupere; se

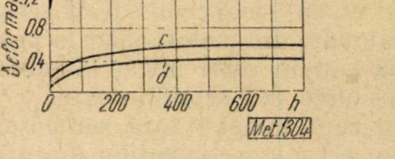


Fig. 5. Curgerea lentă a nylonului:

a — σ = 1,27 kgf/mm² — compresiune; b — σ = 1,27 kgf/mm² — tracțiune; c — σ = 0,33 kgf/mm² — compresiune; d — σ = 0,33 kgf/mm² — tracțiune.

observă, de asemenea, o sensibilitate puternică faţă de crestături.

Delrinul şi kralasticul prezintă avantajul că variaţia dimensiunilor cu conţinutul de apă şi higroscopicitatea este mult mai mică decît acelea ale poliamidelor ; de asemenea, kralasticul este şi mult mai ieftin. Determinările efectuate sînt necesare şi pentru poliamidele fabricate la noi în ţară.

La roţile dinţate de materiale plastice nu s-a stabilit încă o metodă de calcul general valabilă. Relaţiile de calcul existente în literatura de specialitate, elaborate de institute de cercetări şi de firme producătoare de materiale plastice, sînt asemănătoare cu relaţiile folosite la calculul roţilor dinţate metalice, deosebirile fiind datorite fie faptului că se adoptă alte unităţi de măsură, fie coeficienţilor experimentali diferiţi.

A. *Calculul roţilor dinţate de textolit şi lignofol*

La aceste roţi dinţate există o experienţă mai îndelungată; coeficienţii experimentali care însoţesc relaţiile au putut să fie verificaţi în diferite domenii constructive.

1. *Calculul la încovoiere al dinţilor*. V. K. Petricenko [5] recomandă următoarea relaţie binecunoscută :

$$m = \sqrt{\frac{N \cos \beta}{z \cdot \psi \cdot y \cdot c \cdot \gamma \cdot \sigma_{ai} \cdot n}}, \qquad (1)$$

în care :

m este modulul, mm (la roţi dinţate cu dinţi înclinaţi $m = m_n$ = modulul normal) ;

N — puterea transmisă de roata calculată, CP ;

z — numărul de dinţi ai roţii calculate şi

y — coeficientul de formă pentru dintele roţii, calculat după tabela 2 (la roţi dinţate cu dinţi înclinaţi y se alege în funcţie de numărul fictiv de dinţi $z_f = z/\cos^3 \beta$) ;

Tabela 2

z	10	12	14	16	18	20	23	25	27	30	34	38	43	50	60	75	100	150	300
y	0,064	0,078	0,088	0,094	0,098	0,102	0,106	0,108	0,111	0,114	0,118	0,122	0,126	0,130	0,134	0,138	0,142	0,146	0,150

$\varepsilon_1 = 0{,}9\ \varepsilon_i$ la roţi cu dinţi înclinaţi (ε_i — gradul de acoperire în secţiunea frontală pentru roţile cu dinţi înclinaţi) ;

$\varepsilon_1 = 1$ la roţile dinţate cu dinţi drepţi ;

$\sigma_{ai} = \frac{\sigma_{ni}}{4}$, kgf/cm² ; (în tabela 1, pentru textolit şi lignofol) ; n = rot/min la roata calculată ;

γ — coeficient de uzură funcţie de numărul de rotaţii n_0 pe întreaga durată de funcţionare a roţii (tabela 3) ;

$c = 159/(200 + 197 \cdot v) + 0{,}25 \cdot v$ — coeficientul de viteză ;

v — viteza periferică, mm/s ;

β — unghiul de înclinare a dinţilor ; la roţile dinţate cu dinţi drepţi $\beta = 0$; $\cos \beta = 1$;

$\psi = b/m = b/m_n$ = lungimea dintelui/modul, respectiv modulul normal = 10—20.

O relaţie asemănătoare cu relaţia (1) este recomandată de G. Müller * pentru roţile cilindrice cu dinţi drepţi confecţionate din textolit :

$$N = 0{,}00416 \cdot \sigma_{ad} \cdot b \cdot y \cdot v \cdot m, \qquad (2)$$

în care :

N este puterea care se transmite de roata care se calculează, CP, $\sigma = 422 \left(\frac{0{,}75}{1 + v} \right) + 0{,}25 \cdot v$, kgf/cm², b — lungimea dintelui, cm şi v — viteza periferică, m/s.

Relaţiile mult mai vechi recomandate de W. Tochtermann**, relaţia (3), şi de firma „Römler", relaţia (3′), pentru roţi dinţate cu dinţi drepţi de textolit şi lignofol, au forma :

$$P = c \cdot b \cdot p ; \qquad (3)$$

$$N/b = c \cdot m \cdot v/2387, \qquad (3')$$

în care : P este forţa tangenţială pe dinte, kgf ; p — pasul, cm ; b — lungimea dintelui, cm ; $b = 6 \ldots 14$ m ; $b = 6$ m pentru viteze mici ; v — viteza periferică, cm/s ; c — factor de rezistenţă la încovoiere, kgf/cm², care, pentru exploatare normală, se adoptă în funcţie de viteza periferică (tabela 4).

Tabela 3

n_0	$\leqslant 5 \cdot 10^6$	$5 \cdot 10^6 - 100 \cdot 10^6$	$> 100 \cdot 10^6$
Angrenaje închise care funcţionează în ulei	1,00	0,85	0,75
Angrenaje deschise	0,90	0,75	0,50

---

* Müller, G. Laminated Plastics gears for silent operations High Horspower. În : Material in Design Engineering, 48, 1958, nr. 3.

** „Maschinenelemente", siebente neubearbeitete Auflage. Berlin, Springer-Verlag, 1956, p. 302.

Tabela 4

v, m/s	0,25	0,5	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	15
c, kgf/cm²	28	26	24	22	20	18	16,5	15	14	13	12	11,5	11	10,5	10

Pentru alte condiții de exploatare se recomandă ca valorile lui c să se înmulțească cu coeficientul din tabela 5.

Tabela 5

Felul exploatării	Durata de funcționare	
	pe timp scurt	continuă
exploatare normală	1,0	0,8
exploatare grea	0,8	0,65
exploatare cu șocuri	0,6	0,5

Indicații suplimentare, date la această metodă, arată că roțile de textolit transmit 80—100% din puterea transmisă de roțile dințate de fontă și circa 60% din cea transmisă de roțile dințate de bronz, 33% din cea transmisă de roțile dințate de oțel laminat netratat și 12—20% din cea transmisă de roțile dințate de oțel călit.

Comparînd între ele relațiile (1), (2) și (3) se constată că valorile obținute sînt diferite, că relațiile (1) și (2) sînt asemănătoare și dau valori mai apropiate, și că relația (3) poate fi utilizată ca o relație de calcul preliminar, urmînd ca valorile obținute să fie verificate cu relația (1).

2. *Calculul la contact al flancului dintelui.* V. N. Kudriavțev [6] recomandă următoarele relații de calcul:

— pentru roți cilindrice cu dantura normală:

$$C_K = \frac{2\,M_1\,K\,(i \pm 1)}{b \cdot d^2\,i} \leqslant [C_K], \tag{4}$$

pentru roți conice cu dinți necorijați:

$$C_K = \frac{4\,M_1\,K \sin \vartheta}{(1 - q_K)\,q_K\,d_1\,i}, \tag{5}$$

în care:

M_1 este cuplul roții mici, kgfcm,

i —raportul de transmisie,

d —diametrul de rostogolire al roții mici, cm,

b —lungimea de contact dintre dinți, cm,

ϑ —unghiul dintre axele roților conice,

$q_K = b/L$—lungimea de contact, cm/generatoarea conului primitiv, cm,

d_1 —diametrul cercului primitiv maxim al roții mici, cm,

$[C_K] = [C_{KV}] \cdot K_1\,K_2$, kgf/cm²,

$[C_{KV}] = 0{,}918\,\sigma_a^2/E_{calc}$, kgf/cm²,

$E_{calc} = 2E_1\,E_2/E_1 + E_2$, kgf/cm² ($0{,}135 \cdot 10^6$, kgf/cm², pentru textolit pe oțel și $0{,}210 \cdot 10^6$, kgf/cm², pentru lignofol pe oțel); σ_a — efortul admisibil de contact, kgf/cm² (430—475 kgf/cm², pentru textolit pe oțel și 520—635 kgf/cm², pentru lignofol pe oțel); rezultă:

$[C_{KV}]$ = 1,2—2,4 kgf/cm² — atît pentru textolit, cît și pentru lignofol pe oțel;

K_1 — coeficient dependent de felul ungerii;

K_2 — coeficient dependent de regimul de funcționare;

$K = K_d \cdot K_c$ în care K_d este un coeficient dinamic și K_c — un coeficient de concentrare a eforturilor (valori pentru K, K_1 și K_2 sînt indicate de V. N. Kudriavțev [6]; pentru condiții normale, acești coeficienți sînt egali cu 1).

B. Calculul roților dințate de poliamide

Pentru calculul roților dințate de poliamide există mai puțin material documentar, deoarece sînt de fabricație mai recentă.

1. *Calculul la încovoiere al dinților.* Din cercetările și încercările făcute pînă în prezent [7] se menționează următoarea relație de calcul pentru roți de nylon [*]:

$$M_{ad} = 0{,}6 \cdot \sigma_a \cdot d \cdot b \cdot m \cdot K \cdot y_1,$$

în care[**]:

M_{ad} este cuplul admisibil al roții mici, kgfcm, σ_a — efortul admisibil, kgf/cm² (se adoptă 0,75 din valorile de pe curbele 1 și 2 din figura 6); d — diametrul cercului de divizare al pinionului, cm; b—lungimea de contact dintre dinți, cm; m — modulul, cm; K — coeficientul de încărcare (tabela 6) și y_1 — coeficientul de formă al

Tabela 6

Viteza periferică v, m/s	K, pentru modul de confecționare			
	prin presare		prin așchiere	
	cu ungere	fără ungere	cu ungere	fără ungere
$v \leqslant 20$ (fără ungere $v \leqslant 5$)	1,0	0,8 (0,8)	0,85	0,7 (0,7)
$v > 20$	0,85	—	0,72	—

---

[*] Nylon Zytel 101.

[**] În „Konstruktion”, Heft 1/1960, p. 50 se indică coeficientul 0,5 în loc de 0,6 în relația (6); recenzie după Hall K., Alvord H. „Zytel Spur Garrs” Mech. Engng. 81/1959.

dintelui, după Lewis [7] dependent de numărul de dinţi şi de unghiul de angrenare; pentru $\alpha = 20°$ şi roţi cu dinţi drepţi $y_1 = \pi y$; valorile lui y sînt cele indicate la relaţia (1); pentru $\alpha = 20°$ şi roţi cu dinţi înclinaţi, valorile lui y sînt indicate în tabela 7, în funcţie de numărul fictiv de dinţi.

Relaţia (6) este o relaţie de proiectare şi — după cum reiese din indicaţiile lui M. B. Groman — poate fi folosită şi pentru alte module decît cele specificate în figura 6. S-au efectuat încercări pe roţi dinţate cu module mici, $m \leqslant 2$ mm. Valorile eforturilor de pe curbele din figura 6 sînt valori calculate cu relaţia (6) pentru diferite cupluri admisibile; pentru roţi prelucrate prin aşchiere, valorile admisibile se vor mişcora şi mai mult.

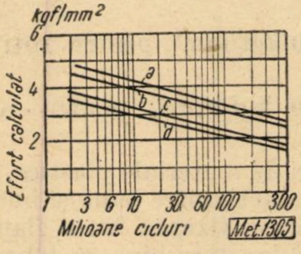


Fig. 6. Rezistenţa la oboseala la încovoiere a roţilor dinţate presate din nylon; unghi de angrenare $\alpha = 20°$; dinţi normali, funcţionînd cu ungere cu ulei:

a – m = 0,58 mm; b – m = 0,79 mm; c – m = 1,27 mm; d – m = 1,59 mm.

N. P. Zemliakov [13] recomandă, pentru calculul roţilor dinţate de capron, relaţia clasică de forma:

$$m = 1{,}3\sqrt[3]{\frac{M\,t_1 \cdot K_d \cdot K_t}{Z_1 \cdot \sigma_{at} \cdot \psi \cdot y}}, \qquad (7)$$

în care:

$K_d = 1$, pentru sarcini constante şi $K_d = 1{,}2 - 1{,}4$, pentru sarcini cu şoc;

K_t — coeficient de temperatură, după tabela:

Temperatura, °C	20	40	60	80	100	115
K_t	1	1,1	1,3	1,5	1,8	2,5

$$\sigma_{at} = 110 \text{ kgf/cm}^2;$$

$$\psi = \frac{C}{m} = 12-15;$$

y — coeficient de formă, cu aceleaşi valori ca pentru relaţia (1).

Deşi la poliamide rezistenţa la încovoiere este simţitor mai mică decît la textolit şi lignofol, totuşi puterea transmisă nu scade în acelaşi raport. La poliamide elasticitatea dinţilor acţionează astfel, încît sarcina se repartizează mai uniform pe lungimea de contact şi se poate conta pe mai mulţi dinţi în angrenare; la aceasta se adaugă şi o micşorare a coeficientului dinamic datorită erorilor de prelucrare.

Tabela 7

z_1	20	22	24	26	28	30	34	38	43	50	60	75	100	150	cremalieră
y_1	0,544	0,559	0,572	0,588	0,597	0,606	0,628	0,651	0,672	0,649	0,713	0,735	0,757	0,779	0,823

2. *Calculul la contact al flancului dinţilor.* În literatura tehnică de specialitate nu sînt încă date relaţii pentru calculul la contact al flancului dinţilor roţilor de poliamide. Unele consideraţii teoretice [7] arată că:

— sarcina admisibilă la încovoiere a unui dinte de nylon este aproximativ de patru ori mai mică decît la un dinte de oţel de duritate mijlocie (din punctul de vedere al contactului de şapte ori mai mică);

— sub acţiunea sarcinii admisibile, deformarea dintelui de nylon este de 30—40 de ori mai mare decît deformarea dintelui de oţel, suprafaţa de contact de 5—6 ori mai mare, iar lucrul mecanic de deformare elastică este de 3—10 ori mai mare;

— trebuie să fie elaborate norme speciale de proiectare pentru roţile de poliamide.

Rezultatele unor încercări la uzură [8] pe roţi dinţate de materiale plastice împerecheiate cu roţi de oţel şi alamă sînt indicate în figura 7.

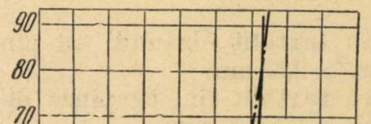


Fig. 7. Uzura în funcţie de sarcina pe dinte după un timp de funcţionare fără ungere, de 24 h, pentru o viteză periferică v = 2,08 m/s;

1 – poliamidă pe alamă; *2* – poliamidă pe oţel; *3* – textolit pe alamă; *4* – textolit pe oţel; *5* – oţel pe textolit; *6* – oţel pe poliamidă; *7* – alamă pe textolit; *8* – alamă pe poliamidă; *b/m* = *5*; 1 mm; z=21 la roţi de materiale plastice; z = 40 la roţi de metal; *b* – lăţimea dintelui; *PN/b* (forţa normală pe dinte, kgf/lăţimea dintelui, cm).

Baza calculului la uzură o formează scăderea grosimii dintelui pe cercul de divizare; ea este influenţată de materialul roţii pereche, de felul sarcinii (statică sau variabilă), de viteza periferică, de modul, de gradul de acoperire, de rugozitatea suprafeţelor, de raportul b/m şi de lubrifiant. Uzura absolută creşte cu modulul; hotărîtoare este însă uzura relativă, adică raportul dintre uzură şi grosimea dintelui; la aceeaşi uzură absolută, roţile cu modul mic se distrug mai repede decît cele cu modul mare; la roţile lubrifiate, durabilitatea este mai mare decît la cele nelubrifiate (la cele lubrifiate durabilitatea este determinată de rezistenţa la oboseală a piciorului dintelui, iar la cele nelubrifiate de uzură); rezultă că şi cuplul poate fi socotit mai mare la cele unse decît la cele neunse. Deşi coeficientul de frecare la poliamide pe oţel sau poliamide pe alamă este mai mic decît la textolit sau lignofol, totuşi — în aceleaşi condiţii — uzura poliamidelor pe metal este mai mare. Explicaţia poate fi aceea că aplatizările, datorită presiunii hertziene, devin la poliamide aşa de mari, la cercul de rostogolire, încît uzura ar avea loc prin frecare de alunecare, şi nu prin frecare de rostogolire. Totuşi se observă un minimum de uzură pentru un anumit raport P_N/b, care trebuie să servească ca bază pentru calculul acestor roţi dinţate, după numeroase încercări.

Concluzii

În urma cercetărilor şi încercărilor experimentale efectuate pînă în prezent, se pot face următoarele recomandări privind construcţia şi exploatarea roţilor dinţate de materiale plastice:

1. Modulul se alege în funcţie de material, astfel:

— pentru textolit obişnuit, cu pînză de in, modulul $m \geqslant 2{,}5$ mm;

— pentru textolit fin, cu pînză de bumbac, modulul $m = 1-2{,}5$ mm;

— pentru textolit foarte fin; modulul $m < 1$ mm (textolitul fin şi cel foarte fin permit o prelucrare mai precisă a dinţilor şi o funcţionare mai silenţioasă a angrenajului);

— pentru roţi de lignofol se recomandă module $m > 2$ mm, deoarece la module mai mici apar sărituri de aşchii, chiar la viteze moderate; acest defect apare mai pronunţat la lignofol cu placaj de lemn de carpen — lignomet; cel mai bine se comportă lignofolul cu placaj de lemn de mesteacăn;

— la roţi dinţate de poliamide nu se pot face încă recomandări cu caracter general, deoarece nu există încă material documentar suficient; s-au efectuat încercări pentru module $m < 2$ mm şi pe baza comportării acestor roţi s-au stabilit relaţii de calcul şi unele recomandări de construcţie şi exploatare.

2. Roţile dinţate de fibră vulkan, textolit şi lignofol trebuie împerechiate cu roţi metalice, deoarece pierderile prin frecare sînt mai mici şi degajarea căldurii dezvoltate se face mai uşor prin roata metalică; coeficientul de conductivitate termică la materiale plastice este de peste 60 de ori mai mic decît la oţel.

3. Roţile dinţate de poliamide se comportă mai bine în angrenare cu roţi tot de poliamide; la împerechierea cu roţi metalice apare o frecare mai mare şi, în consecinţă, şi o uzură mai rapidă. Împerecherea cu roţi de bronz este cea mai dezavantajoasă, din acest punct de vedere. La turaţii moderate şi puteri mici, dacă nu este de aşteptat o încălzire peste limite, precum şi pentru angrenaje care funcţionează în medii corosive, se recomandă ca ambele roţi ale angrenajului să fie confecţionate din poliamide.

4. Îmbinarea dintre butucul roţilor dinţate executate din mase plastice şi arbore se face cu pană paralelă, dacă presiunea admisibilă de strivire dintre pană şi butuc se menţine astfel [9]:

$p_{adm} \leqslant 2{,}10$ kgf/mm², pentru roţi de lignofol şi textolit;

$p_{adm} \leqslant 2{,}00$ kgf/mm², pentru roţi de poliamide *.

Roţile mari de materiale plastice, la care presiunile de contact dintre pană şi butuc depăşesc aceste valori, se fixează între flanşe metalice care la rîndul lor se îmbină cu arborele tot prin pană paralelă, dar prin intermediul unei bucşe metalice; contactul dintre pană şi butucul roţii de material plastic este astfel evitat.

La roţi de poliamide, se adoptă o grosime radială a coroanei sub cercul de la fundul golului dintre dinţi de 4—4,5 ori mai mare decît modulul, un diametru al butucului de 1,5 ori mai mare decît acela al arborelui, şi o lungime a butucului cel puţin egală cu diametrul arborelui.

5. Ungerea se face cu ulei lipsit de apă la roţi confecţionate din fibră vulkan, cu ulei sau apă la roţi de textolit sau lignofol, cu ulei sau apă la roţi de poliamide (pot funcţiona şi fără ungere), cu ulei sau apă la roţi de vulkolan (după indicaţiile firmei Bayer [10] rezistenţa admisibilă de încovoiere se poate admite: $\sigma_a = 0{,}8$ kgf/mm², la funcţionare cu ungere, şi $\sigma_a = 0{,}35$ kgf/mm², la funcţionare fără ungere).

6. Prelucrarea roţilor dinţate de fibră vulkan, vulkolan, textolit şi lignofol se face aproape exclusiv prin aşchiere din plăci; prelucrarea trebuie făcută cu direcţia de aşchiere perpendiculară pe straturi, folosindu-se parametrii de aşchiere specificaţi în literatura de specialitate [11], [12].

Roţile dinţate de poliamide se prelucrează mecanic prin aşchiere, la producţia în serie mică (pînă la 100 de bucăţi), iar la producţia în serie mare prin turnare.

---

* Unele indicaţii recomandă pentru poliamide $p_{adm} = 1{,}20$ kgf/mm² [7].

Prelucrarea roţilor confecţionate din poliamide, într-o clasă de precizie ridicată, nu este neapărat necesară; o prelucrare în clasa de toleranţe ISA 10 şi cu jocuri între flancuri de 0,05—0,15 mm, la module $m = 0{,}79-1{,}60$ mm, nu provoacă suprasarcini dinamice apreciabile (cele accidentale sînt amortizate).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Pic, I. S.* Mase plastice de presare şi plastice laminate, trad. din limba rusă. Bucureşti, I.D.T., 1951.

[2] *Sugal, I. L., Baranovschi, V. V.* Mase plastice stratificate, trad. din limba rusă, Bucureşti, I.D.T., 1955.

[3] *Knobloch, H.* Der termoplastische Kunststoff als Konstruktionsmaterial. În: Konstruktion, nr. 11, 1960, p. 471—474.

[4] *Cheney, A. J.* Designing with Nylon. În: Maschine Design, 28/1956. nr. 4, p. 95—102. Recenzie in Konstruktion, 4/1959, p. 166, sub titlul: Festigkeiteigenschaften des Nylons.

[5] *Petricenko, V. K.* Lagăre şi roţi dinţate din mase plastice, trad. din limba rusă. Bucureşti, I.D.T., 1955.

[6] *Kudriavţev, V. I.* Zubciatie peredaci. Moskva, Maşghiz, 1957, p. 198—201.

[7] *Groman, M.B.* Materiale plastice în industria de maşini; despre proiectarea roţilor dinţate din materiale plastice. În: Vestnik Maşinostroenia, 3/1960, p. 39—45, şi Buletinul Construcţiilor de Maşini, 4/1960, Bucureşti, I.D.T. p. 28—38.

[8] *Sachse, H.* Verschleissprobleme an Kunststoffzahnrädern. În: Konstruktion, 3/1961, p. 119.

[9] *Ziche, H.* Die heutigen Möglichkeiten Kunststoffe im Maschinenbau zu verwenden. În: Werkstattstechnik, 4/1961, p. 163—166.

[10] *Wandeberg.* Zahnräder aus Kunststoffen. În: Konstruktion, 10/1960, p. 410—413.

[11] *Dvoreţki, F. G.* Mase plastice în construcţia de maşini. Bucureşti, Editura tehnică, 1957.

[12] *Linen, A.* Zahnräder aus Kunststoff. În: Industrieblatt, 5/1959.

[13] *Zemliakov N. B.* Kapron, material dlia detali maşin. Moskva, Maşghiz, 1961.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

C.Z. 621.431—72:621.891

Determinarea consumului de ulei prin ardere la motoarele cu ardere internă

Dr. ing. TEODOR SĂNDULESCU, ANTON STĂNESCU şi ŞTEFAN NICULESCU
Institutul de cercetări şi prelucrare a petrolului

Unul dintre criteriile de apreciere a calităţii lubrifianţilor este şi consumul specific de ulei datorit arderii.

Din punct de vedere economic este necesar să se ştie dacă este rentabil ca motorul să funcţioneze cu ulei mai ieftin, dar care se consumă în cantitate mai mare, sau să funcţioneze cu un ulei mai scump, dar al cărui consum prin ardere este mai mic, considerînd că din punctul de vedere al influenţei calităţii uleiului asupra motorului nu ar exista diferenţe sau că, dacă există, ele se corectează prin modificarea perioadei de schimbare a uleiului.

Normativele în vigoare prevăd utilizarea a trei grupe de uleiuri (400—300—200) pentru motoarele cu ardere internă, în funcţie de consumul specific al motorului, la o anumită perioadă de timp.

Norma de consum diferă după grupa de ulei, fiind cu atît mai mare, cu cît uleiul face parte dintr-o grupă inferioară.

Pînă în prezent nu s-a făcut nici un studiu de laborator, la banc sau în exploatare, pentru determinarea consumului de ulei prin ardere, astfel încît normale fixate sînt arbitrare şi deci aproximative.

Consumul de ulei într-un motor se datoreşte condiţiilor de exploatare, cauzelor de ordin mecanic şi caracteristicilor uleiului.

Dintre condiţiile de exploatare, factorul cel mai important care influenţează consumul de ulei este viteza maşinii sau turaţia motorului.

După unele experimentări [1] s-a constatat că consumul de ulei prin ardere creşte foarte mult cu viteza (creşterea vitezei medii a autovehiculului de la 48 la 80 km/h măreşte consumul de ulei de 2—10 ori, funcţie de tipul motorului şi de calitatea uleiului). O altă cauză a creşterii consumului de ulei este nivelul prea ridicat al uleiului în baia de ulei.

Cauzele de ordin mecanic constau din anumite dereglări ca : uzura canalului segmenţilor, deteriorarea mantalei pistonului, micşorarea elasticităţii segmenţilor, jocul prea redus al segmenţilor ; jocul prea mare al segmenţilor în canalele lor, cantitatea mare de calamină depusă pe segmenţii de compresiune, rizuri pe suprafaţa de lucru a segmenţilor, uzuri sau rizuri pe oglinda cilindrilor, uzura bucşei de ghidare sau a tijei supapelor, uzura sau strîngerea prea slabă a lagărelor şi presiunea prea mare în carter.

Dintre caracteristicile uleiului, cele care influenţează consumul prin ardere sînt : volatilitatea uleiului, viscozitatea, indicele de viscozitate şi susceptibilitatea la degradare a uleiului, legată de natura constituenţilor.

Datele experimentale obţinute referitor la volatilitatea uleiului, de către unii cercetători [2], [3], au arătat că uleiurile care distilă la peste 193°C, la presiunea de 5 mm col. Hg (respectiv 360°C la presiunea atmosferică) nu dau consumuri exagerate la temperaturile existente în motor.

Fără ca între temperatura de inflamabilitate a uleiurilor şi limitele la care aceste uleiuri distilă (în condiţii de experimentare standard) să fie o echivalenţă perfectă, s-a găsit totuşi că uleiurile a căror temperatură de inflamabilitate este mai mare de 220°C dau consumuri reduse datorite volatilităţii.

Dintre uleiurile de aceeaşi viscozitate, cele fabricate din fracţiuni grele amestecate cu fracţiuni uşoare dau un consum de ulei prin ardere datorit volatilităţii mai mare decît cele fabricate din fracţiuni intermediare.

Desigur că la consumul datorit volatilităţii mai intervine şi natura componenţilor volatili, care la unele uleiuri pot fi mai puţin rezistenţi la oxidare sau la ardere decît la altele.

Viscozitatea influenţează consumul de ulei prin cantitatea mai mică sau mai mare de ulei ce intră în camera de ardere, sau care este curăţată de pe cilindri de către segmentul raclor. Cu cît uleiul este mai puţin vîscos, cu atît consumul prin ardere va fi mai mare.

Indicele de viscozitate influenţează consumul de ulei prin ardere tot ca şi factorul viscozitate, prin aceea că — la temperaturi înalte — menţine viscozitatea la o valoare mai mare în cazul uleiurilor cu indice de viscozitate mare decît la cele cu indice de viscozitate mic.

Astfel, s-a verificat că dintre uleiurile care la 100°C au aceeaşi viscozitate, dar indici de viscozitate diferiţi, cele cu indici de viscozitate mari prezintă consumuri mai reduse, deoarece la temperatura pereţilor cilindrilor (150—260°C), la care — practic — viscozitatea tuturor uleiurilor de motor este în jurul a 4° Stok, diferențe de numai 0,3 — 0,7° Stok vor influența consumul de ulei prin ardere.

Părerile cercetătorilor sînt contradictorii în ce privește reducerea consumului de ulei în cazul măririi indicelui de viscozitate prin adaosuri de aditivi polimerici.

Contradicțiile provin probabil din faptul că nu toți acești aditivi care modifică indicele de viscozitate se comportă la fel, comportarea diferită a acestora fiind — în funcție de natura, de greutatea moleculară și de omogenitatea polimerului — cu atît mai mare, cu cît greutatea moleculară medie este dată de componenți ce diferă foarte puțin între ei în ceea ce privește greutatea moleculară.

Cu cît uleiul va fi mai susceptibil la degradare, cu atît un procent mai mare din componenții pe care-i conține se va oxida mai ușor sau va arde mai ușor, transformîndu-se fie în produși insolubili în ulei, fie în produși ce sînt eliminați o dată cu gazele de evacuare.

După experiențele făcute, s-a constatat că consumul de ulei prin ardere datorit degradării uleiului are valori minime, în comparație cu consumurile datorite volatilității, viscozității și indicelui de viscozitate.

În cercetarea făcută s-a urmărit a se determina consumul prin ardere la uleiurile fabricate în țară.

În tabela 1 sînt date caracteristicile uleiurilor experimentate.

Tabela 1

Caracteristicile uleiurilor experimentate

Uleiul experimentat	Caracteristici						
	Viscozitate, °St.					Indice de viscozitate, DD	Temperatura de inflamabilitate, °C
	20°C	100°F	50°C	210°F	100°C		
405	176	62,6	35,4	7,5	7,3	87	210
408	347	112,4	60,8	10,9	10,6	88	237
413	754	205,8	110,1	16,8	16,3	92	257
305	294	88,4	46,4	8,3	8	56	210
311	710	187,1	90	13,1	12,8	58	229
205	163	54,2	25,4	6,2	6	57	198
212	810	204	95,5	13,2	12,8	47	237
405+1,6% aditivi*	341	130	74,2	16,4	16,4	129	—
305+1,6% aditivi*	582	182,8	98,2	18,7	18,2	116	—

* Aditiv de import Glisoviscal.

Din această tabelă rezultă că toate uleiurile cu viscozitate mai mare de 8° E la 50°C au temperaturile de inflamabilitate mai mari de 220°C.

Potrivit celor arătate, rezultă că în experimentările efectuate de autori acest factor a influențat foarte puțin consumul prin ardere, în cazul uleiurilor vîscoase.

Datorită faptului că determinarea consumului s-a făcut pe o perioadă de șase ore, s-a admis că factorul de instabilitate sau de degradare a uleiului a intervenit foarte puțin în consumul de ulei, din cauza perioadei scurte de determinare.

Pentru a elimina factorii de ordin mecanic ce intervin hotărîtor în consumul de ulei și pentru a avea rezultate reproductibile, experimentarea s-a făcut pe un singur motor de tip Skoda-1200 cu 4 cilindri în 4 timpi, cu aprindere prin scînteie, de 41 CP la 4 080 rot/min, avînd alezajul de 72 mm, cursa pistonului de 76 mm, cilindreea de 1,2 l și raportul de compresiune de $\frac{1}{6,3}$, care a funcționat în toate cazurile în aceleași condiții : frînă hidraulică de tip D_4 ; turația axului frînei 1 700 rot/min ; turația arborelui cotit 3 010 rot/min ; sarcina la frînă 24 kg ; puterea efectivă de regim 20,4 CP ; avansul la aprindere 2,5 —3° ; temperatura medie a uleiului în baie 97°C ; temperatura medie a apei la ieșirea din motor 84°C ; temperatura medie a gazelor de scăpare 780°C ; analiza gazelor arse 12,2% CO_2 ; 0,2% O_2 și CO — 1,8% ; raportul aer/carburant 15/1 ; consumul specific mediu de carburant 334 g/CPh ; presiunea medie a uleiului 3,2 kgf/cm^2.

Pentru a se verifica dacă în timpul experimentării starea mecanică a motorului nu s-a modificat în măsura care să influențeze consumul de ulei, s-au dublat și chiar triplat probele de determinare a consumului de ulei prin ardere.

În tabela 2 sînt date aceste consumuri pentru uleiurile experimentate.

Tabela 2

Consumurile de ulei prin ardere la uleiurile experimentate

Uleiul experimentat	Consum de ulei prin ardere, g/6h			Consum mediu
	Nr. probei			
	I	II	III	
212	1 010	1 000	998	1 003
205	1 298	1 322	—	1 310
311	915	920	925	920
305	1 260	1 260	—	1 260
413	582	563	570	572
408	750	—	—	750
405	1 027	970	1 000	999
305 + 1,6% aditivi	1 200	—	—	1 200
405 + 1,6% aditivi	862	—	—	862

Pentru aprecierea variației consumului de ulei prin ardere în raport cu categoria uleiului încercat, s-au luat ca bază uleiurile 413 și 405, consumurile celorlalte uleiuri fiind considerate în raport cu acestea.

În tabela 3 se arată variația acestor consumuri în raport cu uleiul 413, iar în tabela 4 variația acestor consumuri în raport cu uleiul 405.

Din tabela 3 rezultă că în cazul uleiurilor de viscozități apropiate dar, de valori mari, consumul de ulei prin ardere variază cu indicele de viscozitate astfel : uleiul 212, cu indicele

Tabela 3

Creşterea consumului de ulei prin ardere la uleiurile experimentate faţă de consumul uleiului 413, %

Uleiuri experimentate	405	305	205	408	311	212	405+1,6% aditivi	305+1,6% aditivi
Creşterea consumului de ulei, %	74,7	120,3	129	31,1	60,8	75,4	50,7	110

Tabela 4

Variaţia consumului de ulei prin ardere la uleiurile experimentate, faţă de consumul uleiului 405, %

Uleiuri experimentate	305	205	408	212	311	413	405+1,6% aditivi	305+1,6% aditivi
Variaţia, %	+26,1	+31,2	−25	+0,4	−8	−43	−13,7	+20,1

de viscozitate 47, dă un consum prin ardere mai mare cu 75,4% decît uleiul 413 cu indicele de viscozitate 92, iar uleiul 311, cu indicele de viscozitate 58, dă un consum de ulei prin ardere mai mare cu 60,8% decît uleiul 413.

Se menţionează faptul că nu s-au putut face determinări asupra unor uleiuri cu aceeaşi viscozitate (există mici diferenţe între uleiurile încercate : 413, 311 şi 212), studiindu-se uleiurile existente, conform standardului în vigoare. Acest fapt nu denaturează rezultatele, deoarece se observă că uleiul 408, care este mai fluid decît uleiurile 212 şi 311, dar care are aproximativ acelaşi indice de viscozitate ca şi uleiul 413, prezintă un consum numai cu 31,1% mai mare decît acesta.

Din tabela 4 rezultă că în cazul comparării uleiurilor fluide (305 şi 205) în raport cu uleiul 405, diferenţele de consum sînt mai mici decît în cazul uleiurilor viscoase, ceea ce poate fi explicat prin aceea că, în cazul uleiurilor fluide, consumul prin ardere este influenţat — în afară de indicele de viscozitate — şi de volatilitatea uleiurilor, datorită componenţilor uşori, influenţa volatilităţii fiind mult mai mare decît aceea a indicelui de viscozitate.

Nu s-a putut analiza variaţia consumului de ulei prin ardere în cadrul fiecărei grupe numai în funcţie de viscozitate, deoarece pentru aceasta ar fi trebuit ca în cadrul fiecărei grupe uleiurile să aibă acelaşi indice de viscozitate. Se constată însă (tabela 1) că indicele de viscozitate variază sensibil în cadrul fiecărei grupe.

În cadrul experimentărilor s-au efectuat şi cîteva determinări de consum prin ardere la uleiuri cu aditiv pentru mărirea indicelui de viscozitate.

Din tabela 2 se observă că, sub acţiunea acestor aditivi, există tendinţa de scădere a consumului de ulei prin ardere.

Concluzii

Încercarea făcută a avut ca scop determinarea consumului de ulei prin ardere la uleiurile de motor de fabricaţie indigenă, încadrate în standardul de stat în vigoare.

Din rezultatele obţinute reiese că :

— uleiurile din grupa 400, cu viscozitate mai mare de 8°E la 50°C, dau consumuri prin ardere mai mici cu circa 60—75% decît uleiurile corespunzătoare din grupele 300 şi 200 ;

— uleiurile fluide (5°E la 50°C) din grupele 300 şi 200 dau consumuri mai mari cu circa 25—30% decît uleiurile din grupa 400 ;

— nu există nici o justificare ca, odată cu creşterea consumului de ulei prin ardere la motoarele uzate, să se treacă la o altă grupă inferioară de ulei.

Bibliografie

[1] *Semenido, E. G., Sarapov, V. I.* Avtomobilnîi transport nr. 2, 15, 1958.

[2] *Overcash R. L., Hart W.* şi *Mc. Cluee D.J.* In : The Petroleum Engineer, XI, 1956.

[3] *Georgi, C. W.* Uleiuri de motoare şi ungerea motoarelor (traducere din limba engleză de N. I. Kaverina şi A. S. Vipper), Editura tehnico-ştiinţifică de stat pentru literatură în domeniul petrolului. Moscova, 1959.

Documentare

CZ 669.1.05 : 621.039.8

Controlul automat al proceselor tehnologice siderurgice cu izotopi radioactivi

Tehnica nucleară a creat noi metode pentru controlul automat al proceselor tehnologice, bazate pe proprietăţile radiaţiilor nucleare la interacţiunea cu materia (atenuare, retroîmprăştiere, ionizare etc.). Controlul radiometric automat se aplică pentru determinarea unor parametri fizici sau fizico-chimici ai materialelor, semifabricatelor şi agregatelor siderurgice (grosimi, nivelări, debite, uzură etc.). Metodele radiometrice permit executarea determinărilor fără a se realiza un contact direct între dispozitivul de măsurat şi mediul controlat, ceea ce face posibilă măsurarea în medii mobile, corosive, explozive sau cu temperatură şi presiune ridicată.

Sursele de radiaţii, elementele principale ale acestor metode, oferă următoarele avantaje: stabilitate mare şi durată apreciabilă de funcţionare; n-au nevoie de întreţinere şi energie electrică în timpul funcţionării; viteză mare de acţionare, ceea ce favorizează folosirea în sistemele automate şi telecomandate.

În general, o instalaţie radiometrică de control automat (fig. 1) se compune din: un traductor format dintr-o sursă de radiaţii *1*, aşezat în interiorul sau exteriorul mediului de cercetat *2* şi un contor de radiaţii *3*, care transformă intensitatea fasciculului de radiaţii într-un semnal electric; un amplificator electronic *4*; un sistem de transformare a semnalului electric amplificat *5* într-un semnal optic, într-o acţiune mecanică sau într-o indicaţie.

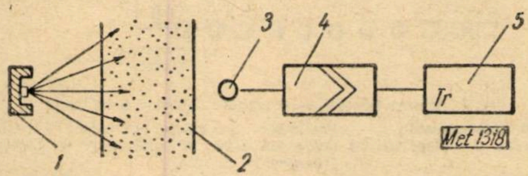


Fig. 1. Schema generală a unei instalaţii radiometrice de control automat.

Funcţionarea unei astfel de instalaţii se bazează pe variaţia intensităţii iniţiale a fasciculului de radiaţii la interacţiunea cu materia sau pe acţiunea radiaţiilor asupra mediului cercetat. Astfel, în cazul atenuării radiaţiilor din cauza absorbţiei şi împrăştierii în mediul cercetat se pot controla în mod automat grosimea, nivelul sau greutatea specifică a acestuia.

Într-adevăr, din relaţia de atenuare exponenţială cunoscută a radiaţiilor beta şi gama la interacţiunea cu materia, rezultă:

$$d = \frac{1}{\mu} \ln \frac{I_0}{I}, \qquad (1)$$

în care: d este grosimea mediului străbătut de radiaţii, cm;

μ — coeficientul liniar de atenuare a mediului respectiv, cm^{-1};

I_0 — intensitatea iniţială a sursei de radiaţii, imp/m;

I — intensitatea radiaţiilor transmise, imp/m.

Din această relaţie rezultă că se poate determina grosimea unui material, dacă se măsoară intensitatea fasciculului de radiaţii transmis, celelalte elemente din formulă fiind constante. Variaţia grosimii mediului străbătut de radiaţii, fiind în funcţie de intensitatea de radiaţii transmise, este posibil a măsura pe cale radiometrică nivelul unui lichid sau grosimea unui strat de pulbere, adică variaţia grosimii stratului de atenuare.

În acelaşi mod se determină greutatea specifică şi greutatea specifică pe unitatea de suprafaţă a materialului cercetat, ţinînd seama de relaţiile:

$$\rho = \frac{1}{\mu_m \cdot d} \ln \frac{I_0}{I},$$

$$G_s = \frac{1}{\mu_m} \ln \frac{I_0}{I}, \qquad (2)$$

în care:

μ_m este coeficientul masic de atenuare, cm^2/g;

G_s — greutatea specifică pe unitatea de suprafaţă, g/cm^2;

ρ — greutatea specifică, g/cm^3.

Aceste formule se deduc din relaţia (1), înlocuind pe μ şi d cu valorile:

$$d = \frac{G_s}{\rho},$$

$$\mu = \rho \cdot \mu_m. \qquad (3)$$

Măsurarea intensităţii fluxului de radiaţii în instalaţiile radiometrice trebue făcută în aşa fel încît eroarea de măsurare să fie cît mai mică. Eroarea de măsurare, datorită dezintegrării sursei de radiaţii, se micşorează prin : mărirea activităţii sursei de radiaţii, folosirea unor contoare cu eficacitate mare şi mărirea timpului de măsurare. Pentru micşorarea erorilor de aparataj se întrebuinţează diferite scheme de măsurare. De obicei se foloseşte metoda comparaţiei, care are două variante: metoda probei-etalon şi metoda compensării.

Măsurarea prin metoda probei-etalon constă în compararea fluxului de radiaţii transmise (a două surse identice), care trec printr-o probă-etalon şi proba de măsurat. La măsurarea prin metoda compensaţiei se compară fluxul de radiaţii, care străbate proba de măsurat, cu fluxul de radiaţii al unei surse-etalon, care poate fi variat în raport cu cel care trece prin probă.

Compensarea se realizează uneori modulat, adică simultan cu sursa de radiaţii-etalon, acţionează o altă sursă al cărei flux de radiaţii poate fi întrerupt periodic. Acest mod de compensare nu produce creşterea erorilor statistice, întrucît fluxul de radiaţii măsurat pătrunde în detector în tot timpul măsurării.

Instalaţiile radiometrice de control automat se construiesc în raport cu parametrul de determinat şi particularităţile procesului tehnologic respectiv. În cele ce urmează se descriu pe scurt cîteva instalaţii radiometrice aplicate în siderurgie.

Determinarea nivelului pulberilor şi lichidelor din rezervoare închise. În siderurgie controlul radiometric al nivelului este necesar în instalaţiile cocsochimice şi în procesele de turnare.

La Institutul de cercetări metalurgice s-a construit un releu de radiaţii gama pentru controlul nivelului pulberii de semicocs în buncărele cuptoarelor carbofluid. Aparatul de nivel s-a experimentat la instalaţiile de semicocsificare prin fluidizare, de la uzinele ,,Victoria'' Călan. Schema instalaţiei este arătată în figura 2.

Acest releu de radiaţii funcţionează pe principiul ,,tot sau nimic'', rolul lui fiind de a realiza la un nivel dat al buncărului un tampon de semicocs, care să împiedice evacuarea gazelor nocive de semicocsificare. Cînd în dreptul nivelului stabilit buncărul este gol, fluxul de radiaţii este maxim şi releul de radiaţii aprinde un bec de semnalizare, care anunţă operatorul să închidă evacuarea. Invers, la umplerea buncărului cu semicocs în zona releului de radiaţii, fluxul de radiaţii este minim şi becul de semnalizare se stinge. După stingerea becului, operatorul mai lasă să se umple buncărul şi se dă drumul la evacuare.

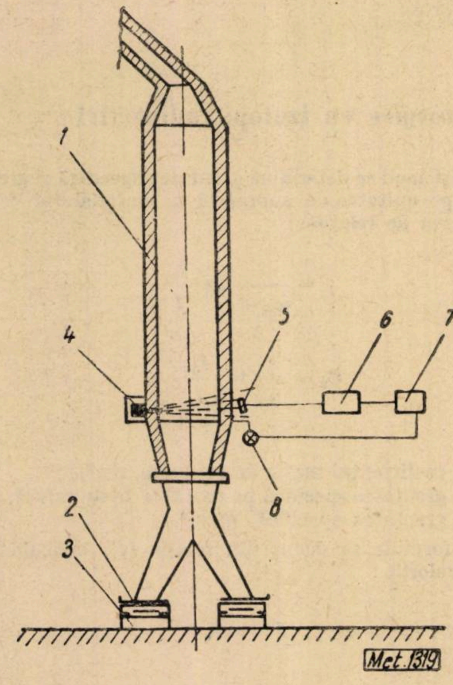


Fig. 2. Schema instalării releului de radiaţii gama ICEM la buncărul cuptorulu carbofluid:

1 – buncăr semicocs; *2* – clapetă de închidere; *3* – transportor cu raclete; *4* – sursă de radiaţii; *5* – detector de radiaţii; *6* – amplificator electronic cu sarcină pe catod; *7* – releu electromagnetic; *8* – bec semnalizare.

Prin urmare, prin acest sistem se realizează o conducere mecanizată a încărcării şi descărcării semicocsului din buncăr. Încercările industriale efectuate la uzinele „Victoria" Călan au dat rezultate satisfăcătoare. Cercetările continuă pentru trecerea la automatizare (acţionarea automată a clapetei de închidere şi deschidere a buncărului) prin determinarea nivelului semicocsului la partea inferioară şi superioară a buncărului şi pentru a asigura o funcţionare stabilă, de durată, a aplificatorului electronic.

În U.R.S.S. controlul radiometric al nivelului s-a aplicat la turnarea continuă a oţelului.

Acest procedeu constă în turnarea oţelului, din oala de turnare, într-o lingotieră verticală răcită cu apă (cristalizator), din care lingoul format prin răcirea oţelului este tras în mod continuu cu ajutorul unor valţuri. La ieşirea dintre valţuri, lingoul este tăiat, cu flacără oxiacetilenică, şi apoi se laminează fără degroşare (fig. 3).

La turnarea continuă se obţine aceeaşi calitate de oţel dacă nivelul oţelului în cristalizator rămîne constant. Încercările de automatizare a acestui proces, cu ajutorul unui plutitor de material refractar sau pe cale fotoelectrică, nu au dat rezultate bune. Această problemă s-a rezolvat utilizînd un releu de radiaţii gama, cu o sursă de ^{60}Co.

În dreptul orizontului din cristalizator, în care nivelul oţelului trebuie să fie constant, s-a aşezat traductorul releului de radiaţii. Detectorul este format din două contoare aşezate deasupra şi dedesubtul nivelului fixat.

Intensitatea radiaţiilor care sînt detectate de contoare variază cu nivelul oţelului topit. Cînd nivelul oţelului scade, intensitatea fluxului de radiaţii care pătrund în contoare creşte, şi invers. În mod automat se micşorează sau se măreşte viteza de deplasare a lingoului, cu ajutorul unor relee electromagnetice acţionate de releul de radiaţii care reglează curentul de excitaţie al dispozitivului electric folosit pentru deplasarea lingoului.

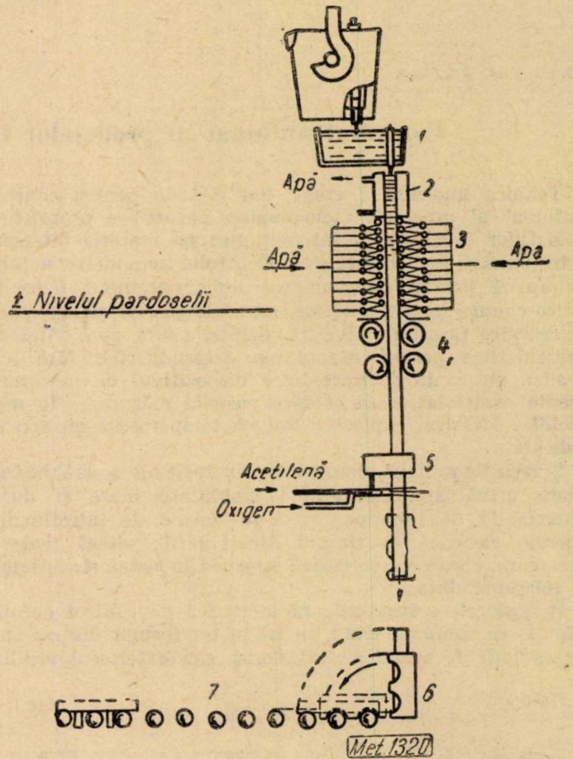


Fig. 3. Schema instalaţiei de turnare continuă a oţelului:

1 – oală intermediară; *2* – cristalizator; *3* – răcitor secundar; *4* – cilindri de tragere; *5* – dispozitiv de tăiere autogenă; *6* – dispozitiv de basculare; *7* – transportor cu role.

Controlul uzurii căptuşelii refractare a agregatelor siderurgice. Spre a evita perforarea mantalei agregatelor siderurgice care lucrează la temperaturi ridicate este necesar să se cunoască uzura căptuşelii refractare în timpul procesului tehnologic.

Metodele clasice de investigaţie, nedînd rezultate satisfăcătoare, s-a introdus metoda radiometrică. Pentru determinarea uzurii cu izotopi radioactivi se introduc surse de radiaţii gama-active în căptuşeala refractară, la diferite distanţe de manta, în orizonturile cele mai solicitate.

În afara agregatului şi în dreptul surselor de radiaţii se instalează un detector de radiaţii în legătură cu un cadenţmetru. Pentru a folosi numai un singur cadenţmetru se realizează un sistem de conexiuni care să permită legarea,pe rînd, a contoarelor. În timpul funcţionării agregatului căptuşeala refractară se uzează şi la un moment dat se ajunge la sursa de radiaţii cea mai interioară. În contact cu metalul topit, sursa trece în topitură şi scade intensitatea radiaţiilor în detectorul respectiv. Ţinînd seamă de poziţia iniţială a sursei de radiaţii, se determină uzura căptuşelii refractare. În U.R.S.S. controlul radiometric al uzurii refractarelor s-a aplicat mai ales la cuva furnalelor. În figura 4 şi 4, *a* se arată modul de aşezare a surselor de radiaţii în căptuşeala furnalului şi schema legăturilor contoarelor la cadenţmetru.

La Institutul de cercetări metalurgice s-a aplicat metoda radiometrică pentru controlul uzurii căptuşelii refractare la convertizorul-pilot de elaborare a oţelului prin insuflare de oxigen. Acest agregat, avînd dimensiuni mici, pentru detectarea radiaţiilor s-au folosit contoare cu scintilaţie, care au permis introducerea în căptuşeala refractară a unor surse de radiaţii de activităţi mai mici de 800 μCu ^{60}Co.

Institutul de fizică atomică aplică metoda radiometrică de control al uzurii căptuşelii refractare la furnalele de la

Combinatul siderurgic Hunedoara și Combinatul siderurgic Reșița. Pentru detectarea radiațiilor se folosesc aparatele cu tranzistoare Gamadet.

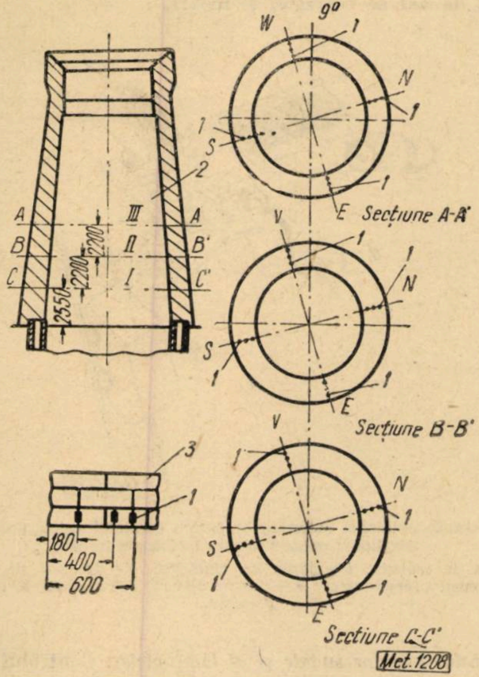
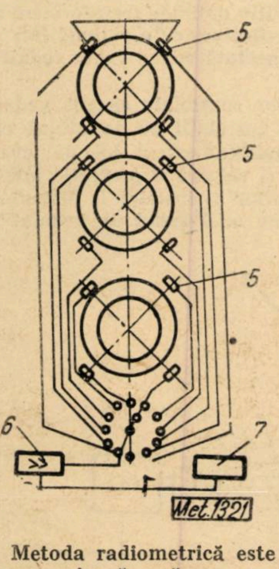


Fig. 4. Schema înzidirii surselor de radiații în căptușeala refractară a furnalului:

1 — sursă de radiații; 2 — cuva furanlului cu orizonturile de cercetat; 3 — porțiune de zidărie cu modul de așezare a surselor de radiații.



← Fig. 4 a. Schema legăturilor contoarelor la cadențmetru pentru controlul uzurii căptușelii refractarea în furnal: 5 — detector de radiații; 6 — preamplificator; 7 — cadențmetru.

Controlul automat al grosimii benzilor laminate. În procesul laminării, grosimea benzilor laminate trebuie controlată continuu, pentru ca benzile rezultate să aibă o grosime uniformă. Acest control se face prin metode cu contact, care nu sînt satisfăcătoare, deoarece măsoară grosimea într-un singur punct, și metode fără contact (pneumatice, electromagnetice etc.), care nu permit măsurarea grosimilor în comparație cu valoarea nominală, ci măsoară numai diferența de grosime.

Metoda radiometrică este superioară acestor metode, deoarece asigură o măsurare continuă și pe o suprafață mai mare. Cu ajutorul radiațiilor nucleare măsurarea grosimilor se face fără contact. Pentru măsurare se folosește metoda probei-etalon și metoda compensației. În figura 5 se arată schema aparatului sovietic pentru controlul grosimii benzilor laminate, prin metoda compensației.

Funcționarea aparatului se bazează pe atenuarea radiațiilor în proba de măsurat. Ca detector se întrebuințează o cameră de ionizare diferențială. Într-un compartiment al camerei de ionizare pătrund radiațiile unei surse, după ce au trecut prin proba de măsurat, iar în celălalt, dintr-o sursă de radiații-etalon, al cărei flux de radiații poate fi reglat cu un obturator 4.

Cînd grosimea benzii de măsurat diferă de grosimea nominală, de exemplu, este mai mare, pe electrodul comun al compartimentelor camerei de ionizare ia naștere un curent egal cu diferența dintre curenții de ionizare produși în cele două compartimente. Acest curent continuu este transformat în curent alternativ cu convertizorul 5 și amplificat în amplificatorul 8. Curentul amplificat trece în motorul asincron 7, care acționează obturatorul 5, pînă se obțin intensități egale (acul indicatorului revine la diviziunea zero). Mișcarea obturatorului este transmisă la acul indicatorului prin dispozitivul 6' care arată grosimea benzii măsurate. Un sistem manual sau automat, în legătură cu indicatorul, acționează asupra mecanismului, care reglează distanța dintre valțuri în așa fel încît să se obțină aceeași grosime de bandă, adică acul indicatorului să fie la diviziunea zero.

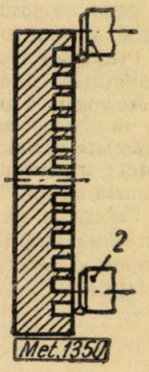


Fig. 5. Schema unui aparat sovietic pentru controlul → grosimii benzilor laminate prin metoda compensației:

1 — sursă de radiații; 1' — sursă de radiații-etalon; 2 — bandă de măsurat; 3 — cameră de ionizare diferențială; 4 — obturator; 5 — convertizor curent continuu în curent alternativ; 6 — motor asincron; 6' — dispozitiv de acționare indicator; 7 — amplificator; 8 — bloc de alimentare; 9 — indicator.

Institutul de cercetări metalurgice, în colaborare cu Institutul de fizică atomică, a construit un aparat pentru controlul radiometric al grosimii benzilor de oțel, laminate la rece, la care măsurarea se face prin metoda probei-etalon.

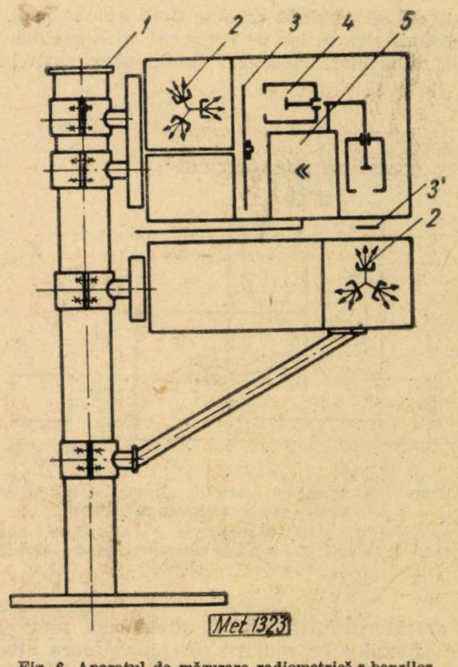


Fig. 6. Aparatul de măsurare radiometrică a benzilor laminate la rece ICEM—ICET:

1 — suport; 2 — sursă de radiații; 3 — disc-pană; 3' — bandă metalică laminată; 4 — cameră de ionizare; 5 — preamplificator.

Aparatul este proiectat ca să măsoare benzi de oțel cu grosimea de la 0,2—1,5 mm. Pentru a acoperi această gamă de grosimi s-au utilizat trei surse de radiații: $^{90}Sr + ^{90}Y$, pentru grosimi de la 0,2—0,7 mm, $^{144}Ce + ^{144}Pr$ pentru 0,7—1 mm și $^{106}Ru + ^{106}Rh$, pentru 1 — 1,5 mm. Sursele de radiații sînt introduse într-un conteiner special în așa fel încît printr-o simplă comutare să se poată folosi sursa corespunzătoare grosimii de măsurat.

Drept probă-etalon servește un disc-pană de duraluminiu, care permite reglarea ușoară a aparatului în raport cu grosimea benzilor de măsurat. Cînd banda laminată are o grosime diferită de cea a probei-etalon, acul indicator deviază din poziția zero. În raport cu această indicație se reglează distanța dintre valțuri, pînă ce acul revine la poziția zero ; acest aparat nu a fost experimentat la uzină.

Controlul automat al grosimii straturilor de acoperire. Grosimea straturilor de acoperire a tablelor cositorite sau zincate se măsoară indirect prin timpul de dizolvare într-un reactiv specific. Această metodă nu este practică și necesită un control continuu. Metoda retroîmprăștierii radiațiilor beta și gama dă posibilitatea ca măsurarea să se facă neîntrerupt, chiar în cursul procesului tehnologic.

Principiul metodei se bazează pe legile retroîmprăștierii radiațiilor, și anume : intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate crește cu grosimea materialului străbătut, pînă ce ajunge la un nivel de saturație de la care fluxul de radiații retroîmprăștiate rămîne constant, ori cît ar crește grosimea materialului ; intensitatea radiațiilor retroîmprăștiate este proporțională cu numărul atomic al materialului străbătut.

Pentru a putea determina cu exactitate satisfăcătoare grosimea straturilor de acoperire, trebuie ca între numărul atomic al materialului de bază și al celui de acoperire să existe relațiile :

$$\begin{gathered} 0{,}7 \geqslant \frac{Z_b}{Z_a} \geqslant 1{,}5 \\ |Z_b - Z_a| \geqslant 3, \end{gathered} \tag{5}$$

în care :

Z_b este numărul atomic al materialului stratului de bază ;
Z_a — numărul atomic al materialului stratului de acoperire.

În figura 7 se prezintă schema unui aparat pentru măsurarea grosimii straturilor de acoperire prin metoda retroîmprăștierii radiațiilor. Aparatul funcționează astfel : se potrivește arătătorul aparatului la diviziunea zero pentru intensitatea fluxului de radiații corespunzătoare nivelului de saturație al stratului de bază. În acest mod indicațiile ulterioare ale arătătorului vor măsura grosimea stratului de acoperire în unitățile de măsură în care este divizat cadranul, dacă numărul atomic al stratului de acoperire este mai mare ca acela al stratului de bază (retroîmprăștierea suplimentară este datorită numai stratului de acoperire).

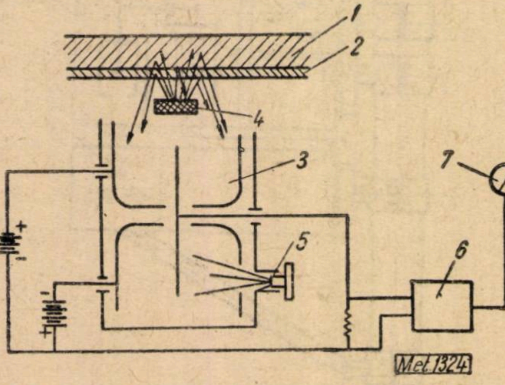


Fig. 7. Schema unui aparat de măsurare a grosimii straturilor de acoperire, prin metoda retroîmprăștierii radiațiilor :

1 — strat de bază ; *2* — strat de acoperire ; *3* — cameră de ionizare diferențială ; *4* — sursă de radiații ; *5* — sursă de radiații-etalon ; *6* — amplificator electronic ; *7* — indicator.

Determinarea greutății specifice a materialelor. Instalațiile radiometrice pentru determinarea greutății specifice sînt similare cu acelea pentru măsurarea grosimilor. În figura 8 se prezintă schema instalației pentru controlul greutății specifice a cocsului introdus în furnal.

Controlul greutății specifice a cocsului sau a aglomeratului este necesar pentru a modifica, în raport cu aceasta, regimul de aer al furnalului. Măsurarea se bazează pe atenuarea radiațiilor nucleare la străbaterea încărcăturii de cocs. Se umple pîlnia de cîntărire *b*, cu cocs din ciurul *e*. Radiațiile trecînd prin cocs sînt atenuate proporțional cu greutatea specifică aparentă a cocsului, care este înregistrată de radiometru.

Regimul de aer al furnalului se conduce în raport cu greutatea specifică aparentă a cocsului. Cînd cocsul este mai greu, debitul de aer se mărește, și invers.

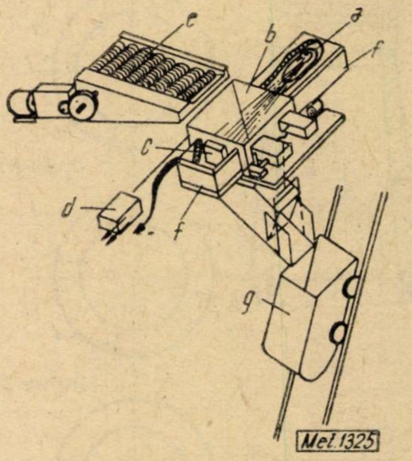


Fig. 8. Schema instalației radiometrice pentru controlul automat al greutății specifice aparente a cocsului introdus în furnal :

a — sursă de radiații ; *b* — pîlnie de cîntărire ; *c* — detector de radiații ; *d* — radiometru înregistrator ; *e* — ciur cu discuri ; *f* — paravan de protecție ; *g* — schip.

Controlul pieselor sudate și al laminatelor. Controlul gamadefectoscopic automat al semifabricatelor și fabricatelor siderurgice se realizează prin metoda ionizării combinată cu un sistem de televiziune. Piesele de cercetat se aduc în dreptul sursei de radiații, prin intermediul unei benzi de transport. Radiațiile gama care străbat piesele de controlat sînt dirijate spre un dispozitiv optic de transformare a lor în raze luminoase, care sînt reflectate cu o oglindă într-o cameră de televiziune ce este conectată cu un cablu coaxial la un televizor.

În acest mod defectele pieselor controlate se pot vedea pe ecranul televizorului. Aceste instalații au avantajul că permit efectuarea unui control rapid (nu este nevoie de developare ca în cazul gamagrafiei) și asigură o protecție bună contra radiațiilor, televizorul putînd fi instalat la distanță.

În figura 9 se prezintă schema unei astfel de instalații.

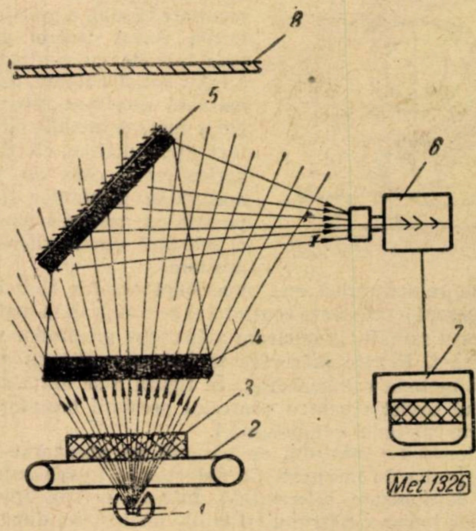


Fig. 9. Schema unei instalații radiometrice automate pentru controlul gamadefectoscopic al metalelor :

1 — sursă de radiații ; *2* — bandă de transport ; *3* — piesa de controlat ; *4* — dispozitiv optic de transformare a radiațiilor gama în raze luminoase ; *5* — oglindă ; *6* — cameră de televiziune (videocaptoare) ; *7* — televizor ; *8* — ecran de protecție pentru absorbția radiațiilor gama.

Sistemul radiometric automat de defectoscopie se recomandă a fi aplicat în producţia de serie pentru controlul pieselor sudate, turnate şi laminate.

O aplicaţie interesantă a acestui sistem de defectoscopie ar fi la determinarea lungimii de şutare, la laminarea lingourilor. Bineînţeles că, în acest caz, este nevoie de o sursă puternică de radiaţii gama sau de un betatron şi de măsuri speciale de protecţie contra radiaţiilor în zona cajei laminorului.

Determinarea debitului gazelor în conducte. Determinarea radiometrică a debitului de gaze în conducte se bazează pe fenomenul de ionizare a gazelor sub acţiunea radiaţiilor nucleare. Dacă în afara conductei de gaze, al cărei debit se măsoară, se fixează o sursă de radiaţii beta, care se modulează cu ajutorul unui obturator, atunci în conductă se formează pachete de ioni, ori de cîte ori fluxul de radiaţii pătrunde în ea. Viteza sau debitul gazului din conductă se determină prin măsurarea timpului de trecere a pachetelor de ioni pe o anumită distanţă.

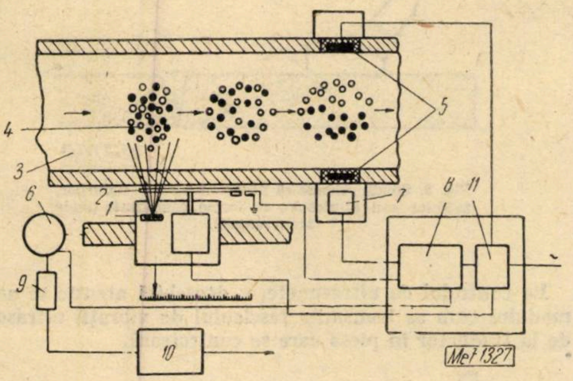


Fig. 10. Schema unei instalaţii radiometrice pentru determinarea debitului de gaze în conducte:

1 – sursă de radiatii beta; *2* – obturator pentru modulare; *3* – conductă de gaz; *4* – pachet de ioni; *5* – detector; *6* – servomotor; *7* – preamplificator; *8* – transformator electronic; *9* – bobină de inducţie; *10* – regulator; *11* – bloc de alimentare; *12* – motor sincron.

Schema unei instalaţii radiometrice pentru determinarea debitului de gaze se arată în figura 10.

Pachetele de ioni fiind din punct de vedere electric neutre sînt semnalate cu un detector special, format din două plăci izolate, fixate în conductă, care produc un cîmp electric transversal. Sub acţiunea cîmpului electric ionii sînt atraşi şi se formează un curent în plăcile detectorului. Curentul format în detector este amplificat în preamplificatorul 7 şi apoi trecut în transformatorul electronic 8, care include amplificatorul, formatorul de impulsuri şi trigărul cu etajele integratoare. Tensiunea obţinută la integratorul trigărului este transformată în tensiunea alternativă şi, cu ajutorul unui montaj sensibil la fază, acţionează servomotorul 6. Cînd fiecare semnal primit de la detector se situează în timp, exact la mijloc, între două semnale ale modulatorului, tensiunile la etajele integratoare sînt egale şi diferenţa de potenţial dintre ele este nulă. În acest caz, servomotorul nu acţionează. Dacă se modifică viteza medie a curentului de gaz, nu mai există această corespondenţă între semnalul detectorului şi zonele modulatorului şi apare o diferenţă de potenţial, care face ca servomotorul să acţioneze asupra căruciorului pe care sînt fixate sursa de radiaţii şi acul indicator.

Deplasarea indicatorului este direct proporţională cu modificarea vitezei curentului de gaz, care este indicată pe cadran.

Concluzii. Tehnica nucleară oferă posibilităţi multiple pentru controlul automat al proceselor tehnologice siderurgice. Instalaţiile radiometrice de control sînt ieftine, se întreţin uşor şi implică măsuri puţine de protecţia muncii, deoarece întrebuinţează surse de radiaţii închise.

Metodele radiometrice de control automat trebuie să fie introduse pe scară largă în industria siderurgică, deoarece prezintă următoarele avantaje: automatizarea controlului proceselor tehnologice; îmbunătăţirea calităţii produselor; reducerea rebuturilor şi a preţului de cost; mărirea productivităţii muncii; realizarea de economii însemnate.

Bibliografie

[1] *Sumilovski, N. N., Meltev, V. L.* Radiaţiile nucleare în controlul automat. Bucureşti, Editura tehnică, 1961.
[2] *Dumitrescu, T., Ionescu, D., Păun, A., Cosma, M.* Controlul radiometric al descărcării semicocsului în instalaţiile de semicocsificare prin fluidizare. În: Cercetări metalurgice şi miniere, nr. 3, Bucureşti. Editura tehnică, 1961.
[3] *Tatocenko, K. L.* Automatizarea turnării continue a oţelului. În: Stal, nr. 3, 1956.
[4] *Boicenko, S. M., Rutes, S. V., Nikolaev, A. N.* Elaborarea şi asimilarea procesului de turnare continuă a oţelului. În: Stal, nr. 6, 1956.
[5] *Gruzin, L. P., Zenski, V. S.* Cercetarea uzurii căptuşelii refractare a cuptoarelor metalurgice cu ajutorul izotopilor radioactivi. În: Zavodskaia Laboratoria, nr. 2, 1956.
[6] *Cosma, M.* Contribuţii la studiul uzurii căptuşelii refractare a convertizoarelor cu oxigen. În: Cercetări metalurgice şi miniere, nr. 3. Bucureşti, Editura tehnică, 1961.
[7] *Dumitrescu, T.* Metode radiometrice pentru măsurarea grosimilor în siderurgie. În: Tehnica nucleară, nr. 3, 1959.
[8] *Dumitrescu., T., Herşcovici, H.* şi *Borocin, L.* Aparatură de control industrial cu izotopi radioactivi pentru măsurarea continuă a grosimii benzilor metalice. Studiul intern, Bucureşti, 1956.
[9] *Hart, H., Karstens, E.* Radioactive izotope in der Dickenmessung. Berlin, VEB, Verlag Technik, 1958.
[10] *Gruzin, P. L., Afanasiev, V. N., Zenski, S. V.* Studiul şi controlul proceselor metalurgice din furnal cu ajutorul izotopilor radioactivi şi al radiaţiilor nucleare. În: Stal, nr. 4, 1959.
[11] *Verhovski, I. B.* Primenenie radioactivnîh izotopov dlia kontrolia proizvodsvennik proţessov. Moskva, Izdatelistvo Akademii Nauk S.S.S.R., 1959.
[12] *Rumiantev, V. S.* Primenenie radioactivnîh izotopov v defektoskopii. Moskva, Automizdat, 1960.
[13] *Hajdovsky, V.* Issledovania materialov rentgenovîmi i luciami. Moskva, Metallurghizdat, 1959.
[14] *Bealik, I. G, Bogatov, B. G.* Instalaţii de televiziune aplicată. Bucureşti, Editura tehnică, 1959.
[15] Akademia Nauk S.S.S.R. Maşinostronenie i priborostroenie. Moskva, Izdateliatvo Akademii Nauk S.S.S.R., 1958.

Ing. **Teodor I. Dumitrescu**

Modul de lucru cu cele mai frecvente aparate de control prin ultrasunet

Metodele de control întrebuinţate în cercetarea nedistructivă cu ultrasunete a metalelor oferă posibilităţi de informare rapidă şi ieftină asupra defectelor existente. Rezultatele obţinute la sondarea cu ultrasunete trebuie însă să fie corect descifrate şi interpretate, contribuind astfel la îmbunătăţirea continuă a calităţii producţiei şi a prevenirii accidentelor provocate în timpul utilizării.

Cînd însă controlul cu ultrasunete se efectuează fără discernămînt, el poate provoca neajunsuri, datorită faptului că uneori se acordă importanţă unor defecte de prea mică însemnătate, sau chiar imaginare şi alte ori defecte serioase nu sînt puse în evidenţă.

Obţinerea unor date concludente în acest domeniu depinde în bună parte de cunoştinţele teoretice ale operatorului, precum şi de modul său de lucru şi de îndemînarea sa.

Atunci cînd un operator se află pentru prima dată în faţa unei piese ce urmează a fi controlată, el trebuie să obţină cît mai multe informaţii asupra deficienţelor materialului din care este confecţionată, precum şi asupra cauzelor structurale ce ar putea da naştere la defecte.

Ca definiţie se consideră defect orice neomogenitate locală a structurii, capabilă să producă un semnal, fără precizarea dacă această omogenitate este anormală sau dacă ea poate provoca ulterior neajunsuri.

În afară de faptul că operatorul trebuie să posede cunoştinţe asupra proprietăţilor materialelor pe care le controlează, este absolut necesar ca să cunoască şi indicaţii generale asupra controlului cu ultrasunete, ca: modul de propagare a undelor ultrasonore în solide, condiţiile în care se obţine o transmisie optimă a energiei ultrasonore de la traductor la piesă, şi altele.

În gaze şi în lichide, ultrasunetul se propagă sub formă de unde longitudinale. În solide, pe lîngă undele longitudinale, iau naştere şi unde transversale şi superficiale.

În prezent, undele transversale şi cele superficiale sînt din ce în ce mai mult utilizate în controlul nedistructiv. Ambele feluri de unde se produc atunci cînd un material este sondat cu un fascicul de ultrasunete ce pătrunde în piesă cu incidenţă oblică. Producerea undelor transversale şi a celor superficiale se bazează pe fenomenul de refracţie ce are loc la suprafaţa de separaţie a două medii cu impedanţă acustică diferită (fig. 1).

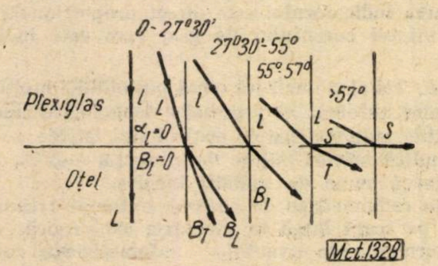


Fig. 1. Transformarea undelor. În funcţie de valoarea unghiului de incidenţă se produc unde: *L* – longitudinale; *T* – transversale; *S* – superficiale.

Undele transversale au o viteză de propagare de ordinul a cincizeci la sută din viteza undei longitudinale, prin urmare, la aceeaşi frecvenţă posedă o putere dublă de rezoluţie.

Undele superficiale se bucură de o proprietate specială, şi anume ele se propagă într-o zonă foarte apropiată de suprafaţă, astfel încît cu ajutorul lor se pot detecta microfisuri ale suprafeţei, precum şi defecte din imediata sa apropiere; cu ajutorul acestor unde se poate cerceta cu uşurinţă întreaga suprafaţă a unei piese, chiar şi în cazurile cînd piesa are o formă foarte neregulată.

Cele mai importante elemente construtcive ale unui aparat de control cu ultrasunet al materialelor, de care depind în mare măsură posibilităţile metodei, sînt traductoarele. Se ştie că aceste piese de bază servesc drept emiţătoare şi receptoare de ultrasunete. Traductoarele, cristale de cuarţ sau de titanat de bariu, cărora li se aplică frecvenţe electrice ridicate, sînt aşezate într-o montură metalică.

Traductorul este apăsat de un arc direct pe piesa de cercetat. Un asemenea cap de probă sau sondă este considerat drept sau normal atunci cînd permite introducerea în material a unei unde longitudinale, al cărei sens de propagare este normal pe suprafaţa piesei (fig. 2).

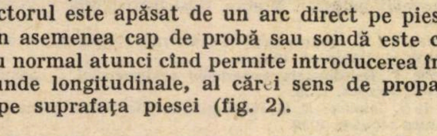


Fig. 2. Sonda normală pentru iradiere normală (unde longitudinale).

Atunci cînd, însă, este necesară cercetarea cu unde transversale, se lucrează cu sonde prismatice care trimit în material unde ultrasonore sub un anumit unghi de incidenţă (fig. 3).

Cristalul se fixează sub un anumit unghi într-o montură specială (plexiglas), prin care se propagă unde longitudinale. Atingînd suprafaţa metalului sub un unghi de incidenţă determinat, se obţine, în afară de unda reflectată, reflecţia totală în mediul controlat a undei longitudinale, precum şi o undă transversală. În felul acesta se elimină efectul perturbator ce ar rezulta din cauza propagării în material a undei longitudinale, rămînînd unda transversală ce se propagă în mod normal. În acest caz, pe ecranul tubului catodic nu apare semnalul de fund.

Fenomenul de reflexie totală a undei longitudinale se produce începînd cu un anumit unghi de incidenţă, numit unghi critic. Pentru sistemul plexiglas-oţel, unghiul critic este de circa 29°.

O sondă înclinată este caracterizată prin unghiul de refracţie al undei transversale în oţel (sondă de 45°, 60°, 80°). Sondele înclinate sau prismatice sînt foarte întrebuinţate pentru determinarea defectelor în piese subţiri a locurilor de sudură incomplete, a fisurilor, incluziunilor în îmbinările sudate etc.

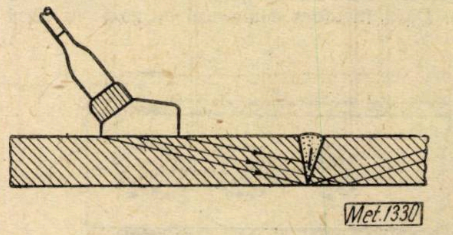


Fig. 3. Sondă prismatică pentru controlul sudurilor, tablelor sau al pieselor cu forme complicate (unde transversale).

La controlul cu ultrasunete, o deosebită atenţie se acordă modului cum se transmite fasciculul de vibraţii ultrasonore de la traductor în piesa care se controlează.

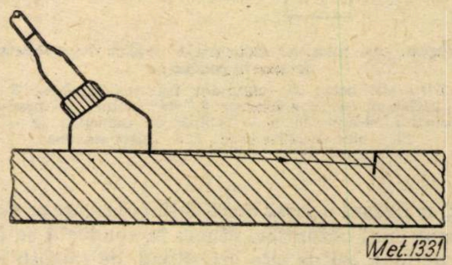


Fig. 4. Sondă prismatică pentru detectarea defectelor de suprafaţă sau din imediata sa apropiere (unde superficiale).

În acest scop, se interpune o substanţă lichidă sau solidă ca mediu de transmisie, astfel încît unda ultrasonoră să sufere minimum de pierdere de energie la trecerea sa dintr-un mediu în celălalt.

Eficacitatea unei asemenea substanţe este funcţie de unele proprietăţi fizice ale sale, ca: densitatea ρ şi viteza v cu care ultrasunetul se propagă prin acea substanţă (produsul ρv apare în orice ecuaţie ce se referă la transmiterea sunetului dintr-un mediu într-altul). Mărimea ρv poartă numele de impedanţă acustică şi este factorul cel mai important de care trebuie să se ţină seamă în toate aplicaţiile ultrasunetului la cercetarea defectelor. Date din literatura de specialitate arată că întotdeauna randamentul transmisiei de energie ultrasonoră (pentru toate modurile de propagare a undelor) se apreciază după impedanţa relativă a celor două medii.

Pentru realizarea unei transmisii bune, se utilizează următoarele sisteme de cuplare în cele trei metode curente de control:

- prin transmisie: imersie sau contact direct;
- prin impulsuri: imersie sau contact direct;
- prin rezonanţă: numai contact direct.

Atunci cînd controlul se efectuează prin contact direct, între sondă şi piesă se interpune un lichid (ulei, apă etc.) sau o substanţă vîscoasă (chit, unsori consistente).

Alegerea mediului de cuplare depinde de starea suprafeţei piesei. Astfel, pentru suprafeţe netede este potrivită întrebuinţarea unui ulei fluid. În unele uzine mari, uleiul de maşină s-a înlocuit printr-un chit, relativ moale (de exemplu ulei de in 50%, alb de Troia 50%). Din practică s-a observat că uleiul de maşină folosit ca legătură acustică, constituie uneori o cauză de anomalii parazite, prezentînd şi dezavantajul că trebuie reînnoit, operaţie dificilă în cazul pieselor de mari dimensiuni, aşezate pe un suport înalt. Întrebuinţarea unui chit mai prezintă avantajul că aderă foarte bine şi poate constitui un reper în cazul unei reexaminări.

Pentru suprafeţe mai puţin netede, se alege un ulei vîscos sau glicerină.

La suprafeţe rugoase, lingouri, de exemplu, se recomandă întrebuinţarea unei paste speciale.

Rezultate satisfăcătoare s-au obţinut, de asemenea, întrebuinţînd ca mediu de cuplaj o foiţă metalică foarte subţire (mai ales foiţe de zinc) unsă pe ambele feţe; grosimea foiţei depinde de frecvenţa de lucru şi de starea suprafeţei. Întrebuinţarea unor asemenea foiţe metalice are o mare importanţă atunci cînd se interpune o bucată de metal drept linie de întîrziere, în scopul detectării, prin metoda ecourilor, a defectelor din imediata apropiere a suprafeţei.

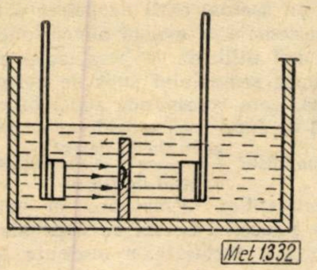


Fig. 5. Baie de apă pentru controlul obişnuit şi în serie (prin metoda transmisiei) la piese cu forme complicate sau subţiri şi cu feţe plan-paralele (unde longitudinale).

Atunci cînd controlul se efectuează prin imersie, piesa se cufundă într-o baie în care se află un lichid (fig. 5), în general apă.

Controlul cu ultrasunete se efectuează în bune condiţii atunci cînd suprafaţa piesei este practic netedă. În mod curent piesa care se controlează trebuie pregătită (atunci cînd este posibil) prin prelucrarea mecanică a suprafeţei.

În cazul unei suprafeţe cu neregularităţi de dimensiuni mici în raport cu lungimea de undă a ultrasunetului, reflexia se produce ca pe o oglindă, fără a se influenţa în mod defavorabil transmisia de energie ultrasonoră; în caz contrar, au loc reflexii în toate direcţiile. Transmisia printr-o suprafaţă rugoasă poate reduce cu 1/4 intensitatea unui semnal al defectului (ca raport de amplitudine). Experimental, s-a determinat că o suprafaţă rugoasă, avînd însă depresiuni acceptabile din punct de vedere acustic (1/2 lungime de undă în lichidul de cuplaj, ceea ce permite rezonanţa), înlesneşte o transmisie la fel de bună ca şi o suprafaţă netedă. Atunci, însă, cînd neregularităţile suprafeţei, chiar mici, îndepărtează sonda cu o distanţă ce nu corespunde rezonanţei $\left(\frac{\lambda}{2}\right)$, se obţin rezultate foarte slabe.

Avîndu-se în vedere aceste consideraţii apare necesitatea stabilirii de norme de lucru întocmite atent, astfel încît să ofere posibilitatea unor concluzii juste asupra imaginii de pe ecranul tubului catodic.

Este cunoscut că punerea în evidenţă a defectelor prin metoda ecourilor este posibilă atunci cînd dimensiunile defectelor sînt cel puţin egale cu $\lambda/2$. Rezultă deci că prin mărirea frecvenţei, deci prin micşorarea valorii lui λ, se măreşte posibilitatea de detectare; numai dacă structura permite, deoarece factorul care limitează frecvenţa de lucru este dispersia ultrasunetului datorită mărimii cristalelor materialului.

Alegerea frecvenţei de lucru se face strict empiric de către operator, pe baza informaţiilor sale asupra structurii materialului. În general, se lucrează cu frecvenţe mai mari de 1 MHz, atît timp cît absorbţia proprie a materialului nu se opune întrebuinţării de frecvenţe atît de ridicate. Astfel, fonta cenuşie şi materialele plastice impun frecvenţe de lucru mult mai joase, ce coboară pînă la 0,4 sau chiar pînă la 0,1 MHz.

*

Detectarea prin metoda transmisiei. Piesa se cercetează prin aplicarea celor două sonde (traductor emiţător şi traductor receptor) pe două feţe opuse şi paralele. Aşezarea sondelor trebuie făcută cu atenţie, deoarece apare dificultatea de a nu fi situate faţă în faţă. Mărimea defectului este măsurată de cantitatea de energie a undei longitudinale, ce ajunge la receptor după străbaterea piesei şi reflectarea sa (parţială sau totală) de către defect.

Metoda se pretează la automatizare şi este indicată în special la controlul tablelor subţiri. După părerea savantului sovietic V. S. Sokolov [1], cercetarea cu ultrasunete oferă unica posibilitate de informare asupra stratificărilor din tablele subţiri laminate. Pentru aceasta s-au construit aparate speciale. La unul dintre acestea, tabla se deplasează pe nişte role de-a lungul unei căi speciale (fig. 6).

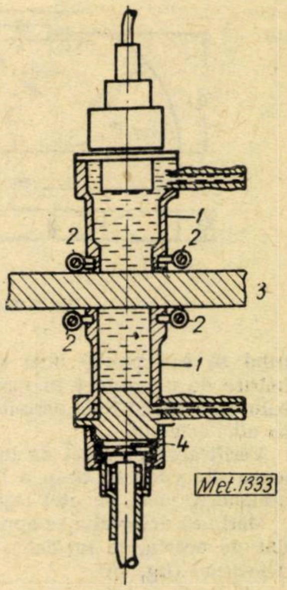


Fig. 6. Aparat cu ultrasunet pentru controlul tablelor subţiri laminate (metoda transmisiei):
1 – baie de apă; 2 – role; 3 – tablă; 4 – cuarţ.

Viteza de control este, de obicei, de 2—3 m/s. Printr-un dispozitiv electronic potrivit, sînt înregistrate numai semnalele slabe ce corespund unui defect în tablă; la străpungerea unei hîrtii electrometrice se obţine o urmă neagră (fig. 7).

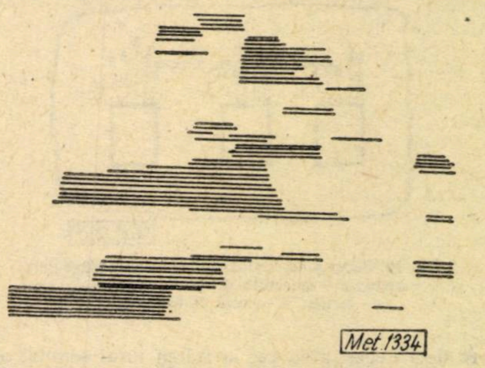


Fig. 7. Modul de înregistrare a defectelor la table laminate.

Există şi aparate pentru control automatizat.

La controlul platbandelor prin aceeaşi metodă se ajunge la o viteză de control de 100 m/s.

Detectarea prin impulsuri (metoda ecourilor). La cercetarea materialului cu unde longitudinale, pe ecranul tubului catodic apare o imagine (fig. 8).

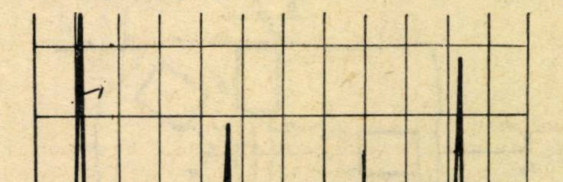


Fig. 8. Imaginea pe ecranul tubului catodic în cazul existenţei unui defect într-o osie (4 MHz):
1 – impuls iniţial; 2 – semnal de la defect; 3 – semnal de fund; 4 – linie de etalonare.

Poziţia semnalului iniţial 1 (emis de traductor) trebuie potrivită de operator imediat ce pune aparatul în funcţiune, astfel încît să coincidă cu indicaţia 0 pe linia de etalonare. Aceasta, vizibilă pe ecranul tubului catodic, poate fi reglată astfel încît distanţa dintre impulsul iniţial şi semnalul de fund să corespundă unei distanţe bine determinate, străbătute de ultrasunet în material. Poziţia semnalului defectului pe această linie permite determinarea adîncimii la care se află defectul.

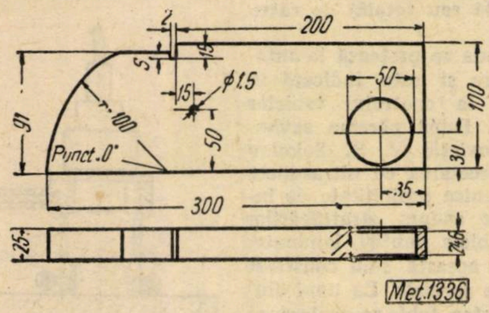


Fig. 9. Bloc de etalonare.

Verificarea preciziei de lucru a aparatului impune verificarea din timp în timp a liniei de etalonare pe blocuri de etalonare, piese de oţel riguros dimensionate (fig. 9).

Mărimea defectului se apreciază după înălţimea semnalului dat de acesta, la incidenţa normală a undei pe suprafaţa defectului (fig. 10).

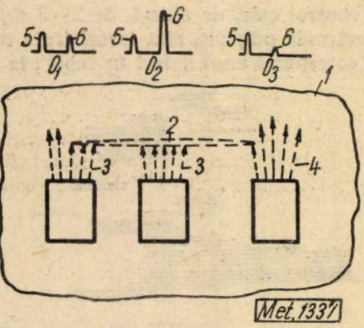


Fig. 10. Schema determinării dimensiunii defectului: 1 – piesa; 2 – defectul; 3 şi 4 – fasciculul u trasonor; 5 – ecoul de la defect.

Apare deci necesitatea ca, la ivirea unui semnal al defectului, operatorul să schimbe poziţia sondei, pentru a putea aprecia înălţimea maximă, şi anume: sonda se deplasează perpendicular pe axul defectului, pînă cînd, la două poziţii extreme, dispare indicaţia de pe ecran.

Se va avea în vedere că o fisură îngustă, avînd o lungime mare, nu poate fi pusă în evidenţă dacă axa sondei este paralelă cu fisura (fig. 11).

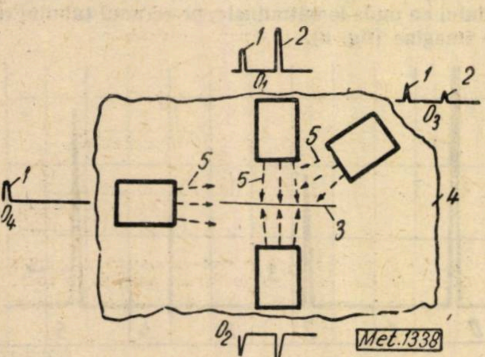


Fig. 11. Punerea în evidenţă a fisurilor înguste: 1 – impuls iniţial; 2 – semnal de la defect; 3 – defect; 4 – piesa care se controlează; 5 – fasciculul ultrasonor.

Se poate lucra cu un singur traductor emiţător-receptor sau cu două traductoare, unul emiţător şi celălalt receptor.

La control, traductorul se aşază întotdeauna pe aceeaşi parte a piesei. Cea mai folosită formă de detectare este aceea la care se utilizează un singur traductor, alternativ emiţător receptor. În acest caz amplitudinea maximă a semnalului de la defect se produce atunci cînd defectul este situat sub traductor. La întrebuinţarea a două traductoare, amplitudinea maximă arată că defectul se află între acestea.

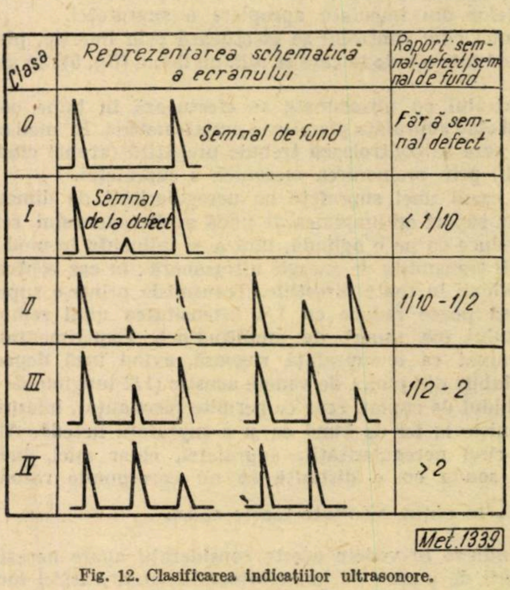
Atunci cînd un semnal emis de defect a fost recunoscut ca atare este necesar a se evalua dimensiunea sa.

Metoda cea mai utilizată în acest scop este aceea de a compara înălţimea semnalului emis de defect cu înălţimea ecoului de fund, care corespunde zonei în care este situat defectul. Ecoul de fund este considerat ca ecou de control.

Valoarea raportului $\frac{\text{ecou de la defect}}{\text{ecou de fund}}$ dă posibilitatea unei clasificări a indicaţiilor ultrasonore. În unele mari uzine metalurgice se foloseşte tabela ce cuprinde împărţirea în diferite categorii a rezultatelor obţinute la sondajul cu ultrasunete.

În unele cazuri, la sondaj nu apare semnalul de fund. Aceasta este o indicaţie că frecvenţa de lucru este nepotrivită.

Într-adevăr, atunci cînd ultrasunetul are o lungime de undă mică, în comparaţie cu mărimea cristalelor piesei care se controlează, undele sînt puternic dispersate de aceste cristale. Undele reflectate pe pereţii cristalului dau naştere la perturbaţii pe ecranul aparatului, astfel încît se impune întrebuinţarea unei frecvenţe de lucru mai joase, sau tratamentul termic al piesei în vederea îmbunătăţirii sale, dacă este cazul.



Clasa	Reprezentarea schematică a ecranului	Raport semnal-defect/semnal de fund
0	Semnal de fund	Fără semnal defect
I.	Semnal de la defect	< 1/10
II		1/10 - 1/2
III		1/2 - 2
IV		>2

Fig. 12. Clasificarea indicaţiilor ultrasonore.

Pentru stabilirea cît mai exactă a dimensiunilor defectului este absolut necesară folosirea blocurilor de referinţă. Acestea sînt piese metalice prevăzute cu defecte artificiale, calibrate exact la construirea piesei. Înălţimea semnalului emis de către defectele cu dimensiuni cunoscute este comparată cu imaginea obţinută la apariţia unui defect real.

Detectarea prin impulsuri — cu un domeniu de aplicabilitate din ce în ce mai întins — dă rezultate bune la detectarea cu unde longitudinale a defectelor aflate în piesele de mari dimensiuni.

Întrebuinţarea defectoscopului cu impulsuri a fost extinsă şi la detectarea stratificărilor în table cu grosimi sub 7—10 mm prin metoda ecourilor multiple.

În acest scop se cercetează cu sonde normale (iradiere perpendiculară) o zonă mai întinsă. Pe ecran va apărea o serie de ecouri situate la distanţe egale, ce se formează prin reflexia repetată a undei emise cînd pe o faţă, cînd pe cealaltă. Fenomenul se repetă de atîtea ori pînă cînd întreaga energie a undei este atenuată prin absorbţie sau dispersie.

De exemplu, dacă este sondată o tablă de 4 mm grosime, primul ecou, ce nu apare însă , se formează la 4 mm ; celelalte ecouri vizibile sînt situate la 8 ; 12 și 16 mm. În cazul existenței unei stratificări, se observă o îngrămădire a ecourilor (fig. 13).

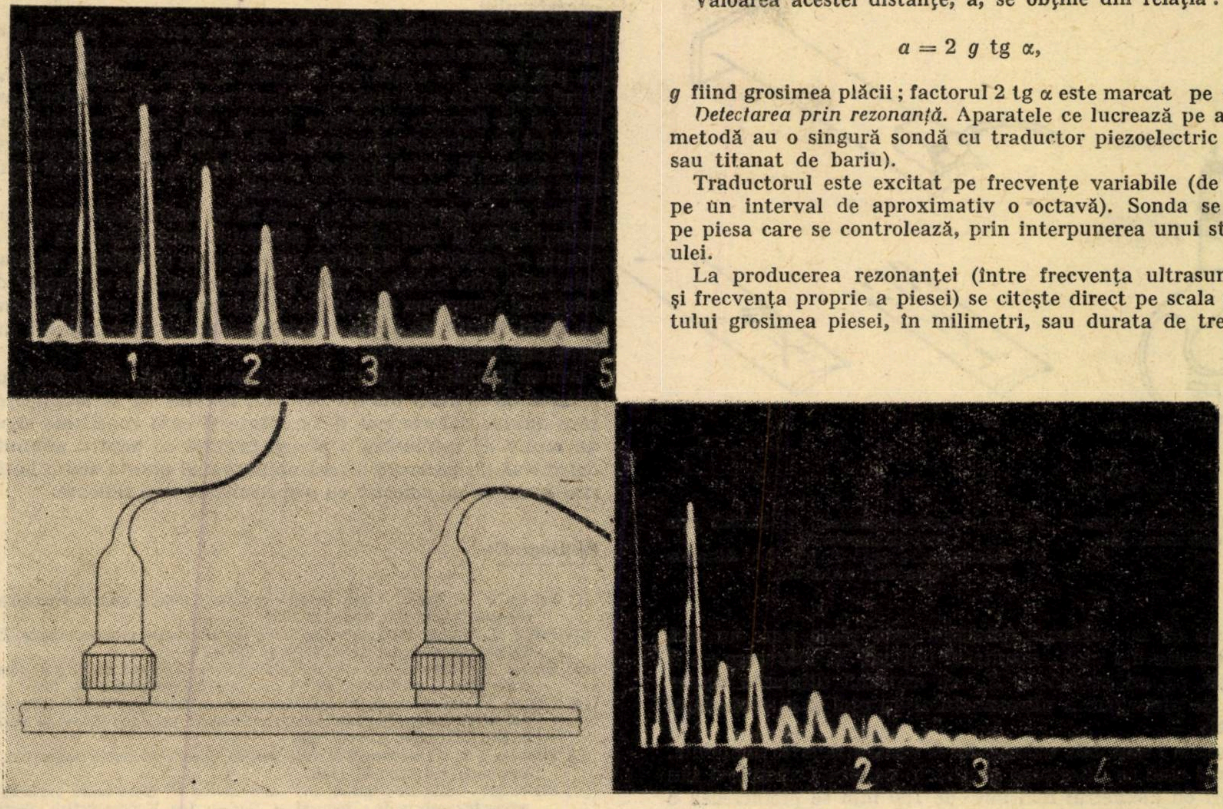


Fig. 13. Determinarea stratificărilor în tablă :
a — oscilograma obținută la sondarea unei table fără stratificări ; *b* — oscilograma obținută la sondarea unei table cu stratificări.

În mod similar se poate verifica aderența straturilor de email pe table.

Prin utilizarea undelor transversale, s-a mărit domeniul de cercetare prin metoda ecourilor ; aceasta s-a adaptat cu rezultate bune la punerea în evidență a defectelor din piese subțiri cu fețe paralele, cît și a defectelor din apropierea suprafeței. La aprecierea poziției defectului, după timpul cînd apare semnalul emis de acesta, trebuie să se țină seamă că viteza de propagare a undei transversale v_t este mai mică decît viteza de propagare a sondei longitudinale v_l pentru care, în mod normal, este etalonat defectoscopul. Pentru majoritatea corpurilor solide :

$$\frac{v_l}{v_t} = 0{,}58 \approx \frac{1}{2}.$$

În detectarea cu unde transversale se lucrează cu o sondă înclinată, avînd unghiul de incidență stabilit în funcție de grosimea piesei. La propagarea sa prin piesa subțire cu fețe plan paralele unda transversală va fi reflectată, alternativ, pe una sau pe cealaltă din fețe (fig. 14).

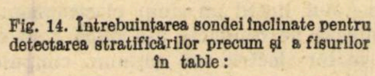


Fig. 14. Întrebuințarea sondei înclinate pentru detectarea stratificărilor precum și a fisurilor în table :
1 — fisură ; *2* — stratificare ; *3* — sudură.

Atunci cînd această undă întîlnește în drumul său o fisură *1* sau o stratificare *2*, pe ecran apare semnalul defectului.

Pentru a urmări drumul lui v_t într-o placă, este necesar să se cunoască distanța dintre punctul de intrare a undei transversale în placă și punctul primei reflexii R pe suprafața sa (fig. 15).

Valoarea acestei distanțe, a, se obține din relația :

$$a = 2\ g\ \mathrm{tg}\ \alpha,$$

g fiind grosimea plăcii ; factorul 2 tg α este marcat pe sondă.

Detectarea prin rezonanță. Aparatele ce lucrează pe această metodă au o singură sondă cu traductor piezoelectric (cuarț sau titanat de bariu).

Traductorul este excitat pe frecvențe variabile (de obicei pe un interval de aproximativ o octavă). Sonda se așază pe piesa care se controlează, prin interpunerea unui strat de ulei.

La producerea rezonanței (între frecvența ultrasunetului și frecvența proprie a piesei) se citește direct pe scala aparatului grosimea piesei, în milimetri, sau durata de trecere a ultrasunetului prin metal, în microsecunde. Gradarea scării se face în funcție de viteza undei longitudinale în materialul respectiv, de obicei oțel. Exemplu : o placă de oțel de 1,6 mm grosime ($v = 5\,810$ m/s) are frecvența de rezonanță la 1,81 MHz. Dacă se variază frecvența de lucru între 1,3 și 2,6 MHz, atunci cînd se ajunge la 1,8 MHz, se citește pe scară grosimea de 1,6 mm.

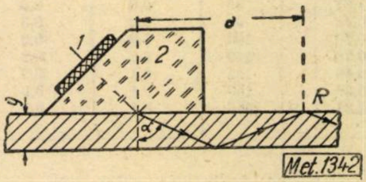


Fig. 15. Modul de funcționare a sondei înclinate (prismatice) :
1 — plăcuță de cuarț ; *2* — plexiglas.

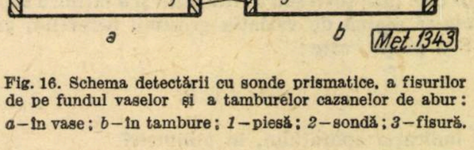


Fig. 16. Schema detectării cu sonde prismatice, a fisurilor de pe fundul vaselor și a tamburelor cazanelor de abur :
a — în vase ; *b* — în tambure ; *1* — piesă ; *2* — sondă ; *3* — fisură.

Prezenţa defectului este indicată de faptul că rezonanţa se produce pe altă frecvenţă decît frecvenţa proprie a piesei. Posibilitatea de măsurare a diferitelor grosimi este condiţionată de λ, deci de frecvenţa de lucru; la măsurarea unor grosimi mici, se impune deci mărirea frecvenţei.

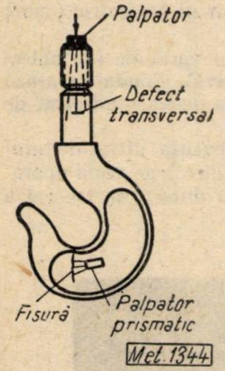


Fig. 17. Detectarea fisurilor în cîrligele macaralelor.

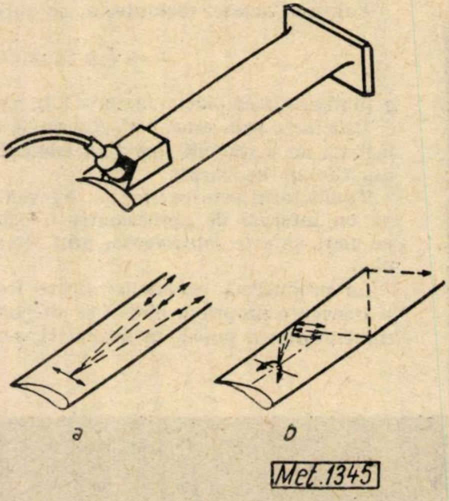


Fig. 18. Controlul paletelor de turbină prin metoda impulsurilor: *a* — detectare prin undă directă; *b* — detectare prin undă reflectată.

În caz că se măsoară grosimea unor piese care nu sînt confecţionate din oţel, rezultatul obţinut la măsurare va fi înmulţit cu un coeficient *K*, ce exprimă diferenţa dintre viteza de propagare a ultrasunetului în oţel şi în materialul respectiv.

În tabela 1 sînt date valorile lui *K* pentru diferite materiale.

Atunci cînd se determină grosimea peretelui unor ţevi sau fitinguri cu diametrul mai mic de 100 mm se prelucrează o porţiune de suprafaţă la dimensiuni suficiente pentru a permite aşezarea sondei. Micşorarea grosimii peretelui *y* este determinată de formula:

Tabela 1

Materialul	Coeficientul K
Oţel	1,0
Aluminiu	1,07
Nichel	0,96
Cupru	0,79
Alamă	0,76
Magneziu	0,40
Plumb	0,37
Mercur	0,25

Tabela 2

Diametrul piesei, mm	Corecţiile în funcţie de lăţimea suprafeţei prelucrate, mm		
	8	10	12
80	0,2	0,3	0,5
85	0,2	0,3	0,4
90	0,2	0,3	0,4
100	0,2	0,3	0,4
110	0,2	0,2	0,3
125	0,1	0,2	0,3
150	0,1	0,2	0,3
200	0,1	0,1	0,2

$$y = R - \sqrt{R^2 - \frac{a^2}{4}},$$

în care *R* este raza ţevii sau a fitingului şi *a* lăţimea suprafeţei.

Ţinîndu-se seamă de variaţia grosimii peretelui, grosimea reală *S* a piesei este:

$$S = x + y,$$

x fiind indicaţia aparatului, în milimetri.

În tabela 2 sînt date corecţiile pentru măsurarea efectuată la suprafaţa unor cilindri cu diametrul de 80—200 mm.

Pentru a se obţine rezultate precise la măsurarea grosimii pieselor, practica arată necesitatea de a efectua cel puţin cinci măsurări; se va calcula apoi o valoare medie.

Metoda oferă o precizie de măsurare care ajunge la aparatele perfecţionate pînă la 0,5% pentru suprafeţe plane.

Concluzii

Precizia controlului cu ultrasunete depinde de fineţea de lucru a aparatului, dar şi de cultura tehnică şi de experienţa operatorului.

Este contraindicat să se folosească persoane ce nu sînt suficient orientate asupra fenomenelor ultrasonore parazite, ce pot apare la sondarea manuală a unor produse. Operatorul este acela care trebuie să hotărască dacă un defect este grav şi se impune rebutarea piesei, sau dacă se consideră defectul de minimă importanţă. Urmează deci ca operatorul să dea dovadă de un simţ de răspundere ce nu poate fi cerut unei persoane insuficient pregătite.

Una dintre problemele de bază în controlul nedistructiv al materialelor şi mai ales în domeniul controlului cu ultrasunete — constă în stabilirea unor norme referitoare la limitele între care defectele unui produs constituie un motiv de rebutare. Numai un număr foarte mic de piese apar la control ca fiind lipsite de orice discontinuitate a materialului din care sînt confecţionate.

Nu se justifică cu nimic respingerea a 100% din probele cu defecte de mărimi diferite, ci este necesar să se stabilească care anume defecte pot fi acceptate şi care constituie sigur un motiv de respingere a piesei, urmînd ca pentru anumite defecte să fie necesară o reexaminare mai atentă sau o hotărîre luată de un colectiv cu o specializare mai ridicată.

Bibliografie

[1] *Sokolov, V. S.* Defectoscopia materialov. În: „Gosudarstvennoe energheticescoe izdatelstvo, Moskva, 1957.

[2] *Palmé, J.* Les applications industrielles des ultrasons, progrés recents. În: Technique moderne, nr. 5, 1959, p. 237—243.

[3] *Krause, R.* Serienmässige Ultraschallprüfung an einigen schwierig zu untersuchenden Werkstücken. În: Ind. Anz. (Sonderdruck), 57, 1957.

[4] *Evrand, M.* Indication des blocs d'étalonnage dans le contrôle non destructif par les ultrasons. În: Les Mémoires Scientifiques de la Revue de Métallurgie, iulie 1959, p. 111—123.

[5] *Vainstoc, I.S.* Ultrasunetele şi utilizarea lor 'n construcţia de maşini (trad.) Bucureşti, Ed. tehnică, 1959.

[6] *Bivezevski* — Standardization and application of ultrasonics surfaces—waves inspection În: Journal of Society for Nondestuctive Testing ian.-febr. 1957, p. 120—123.

[7] *Himcenko, N. V.* şi *Esilevscki, V. H.* Întrebuinţarea dispozitivelor cu ultrasunete pentru măsurarea grosimii instalaţiilor industriale. În: Industria chimică (caiet selectiv), nr. 6, 1958, p. 52—56.

[8] *Bergmann, L.* Der Ultraschall Herzel V. Stuttgart, 1954.

[9] *Bernath, A.* şi *Bernath, M.* Contribuţii la studiul transferului impulsului ultrasonor prin pelicula de cuplare a palpatorului. A treia conferinţă pe ţară de sudură şi încercări metalurgice Timişoara, 1—4, dec. 1959.

[10] *Kleint, R. E.* Relationship between defect orient and ultasonic indic. În: Journal of Society for Nondestructive Testing. ian-febr. 1957.

[11] *Evrard, M*: Indication des blocs d'etalonage dans le contrôle non destructif par les ultrasons. În: Les Mémoires Scientifiques de la Revue de Métallurgie, nr. 2, iulie 1959, p. 111—123.

[12] *Michalski, A., Krachler, H.* Kennzeichung von Überschallanzeigen an Stahlerzeugnissen. În: Archiv Eisenhüttenwesens, nr. 4, 1958, p. 1857.

[13] *Deutsch, A.* Ein neues Ultraschall — Prüfgerät für den Kessel und Apparatebau. În: V.D.I. — Z 4 — 1960, p. 457—458.

[14] *Himčenko, N. V.* Defectoscopia fontei cu ultrasunete. În: Liteinoeproizvodstvo, nr. 8. 1957, p. 15—18.

Victoria Pribnow

Jgheab electromagnetic pentru turnarea fontei. L. A. Verte. In: Mekanizaţia i Automatizaţia Proizvodstva, nr. 8, 1961, p. 39—43.

Mecanizarea turnătoriilor de oţel face necesar ca oţelul să nu fie turnat în oale de turnare prin jgheaburi în pantă care impun o aranjare puţin raţională a utilajelor, greu adaptabilă la o instalaţie modernă cu o productivitate ridicată. S-au construit pompe care fac ca metalul topit să circule în plan orizontal sau chiar în rampă. Instalaţia se compune dintr-o conductă refractară înconjurată de un inductor care creează în metalul lichid un cîmp electromagnetic mobil; metalul înaintează pe conductă aşa după cum se învîrteşte rotorul unui motor electric sub acţiunea cîmpului magnetic produs de stator.

Inconvenientele pe care le prezintă această instalaţie sînt: căptuşeala refractară nu are durată prea mare de viaţă; etanşeitatea îmbinărilor între pompă şi canalizaţie sau a celor dintre canalizaţie şi cuptor se obţine greu; pentru punerea în funcţiune a pompei este necesară o amorsare prealabilă; încălzirea precum şi curăţarea conductei se efectuează greu.

Cele mai multe dintre aceste inconveniente ar putea fi înlăturate dacă s-ar folosi în locul conductei un jgheab sub care ar fi aşezat inductorul care să producă cîmpul magnetic. În U.R.S.S. s-a construit o astfel de instalaţie care prezintă numeroase avantaje: materialul refractar este mai puţin solicitat, jgheabul se poate curăţa şi repara uşor şi poate fi uşor racordat la oala de turnare, metalul poate fi încălzit în lungul jgheabului pentru a nu se răci pe parcurs (în acest caz s-a acoperit jgheabul cu un capac prevăzut cu arzătoare de gaz care să încălzească la început căptuşeala refractară a jgheabului şi apoi metalul care curge). Jgheabul experimental, de 6 m lungime, a fost construit din cărămizi speciale, confecţionate din argilă refractară cu 10—15% grafit, impermeabilă la fonta lichidă. Inductorul a fost răcit cu apă care circulă într-o ţeavă de cupru practicată în înfăşurarea inductorului.

Aplicînd teoria generală a cîmpurilor electromagnetice s-a calculat raportul optim între grosimea δ a căptuşelii refractare, semilăţimea c a jgheabului şi p distanţa între polii inductorului. Variaţia puterii reactive K a inductorului în funcţie de aceste elemente este arătată în figură. Se constată că, la puterea reactivă maximă, cele mai bune rezultate se obţin, pentru $\delta = 1$ cm, la $c = 1{,}6 - 2{,}00$ cm şi $p = 4-4{,}5$ cm.

S-a calculat secţiunea unui jgheab prin care să curgă cîteva zeci de tone de metal pe oră, obţinîndu-se următoarele date: $\delta = 4$ cm, $c = 6{,}5$ cm şi $p = 16$ cm (mărit ulterior la 18 cm). Capacitatea acestui jgheab experimental este de 30—40 t/h pentru curgere orizontală; încercările efectuate au confirmat ipotezele de calcul.

S-a constatat că metalul lichid (fontă albă la o temperatură de 1500—1550°C) curge cu pierderi hidraulice mai mici decît cele prevăzute şi că deci ar putea avea o pantă cu o înclinare de 2°. S-a constatat de asemenea că zgura nu este antrenată de metal ceea ce conduce la afinarea fontei. S-a observat că, la o curgere în plan orizontal, inversarea cîmpului electromagnetic produce acumularea metalului în jgheab, astfel încît curgerea metalului lichid poate fi controlată.

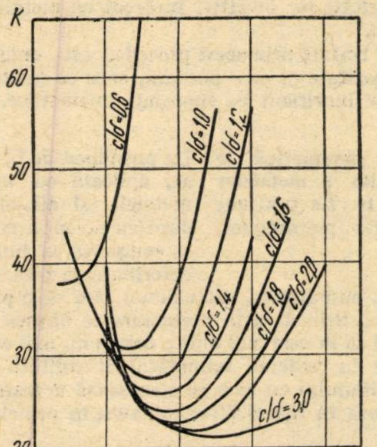


Fig. 1

Puterea consumată pentru circulaţia fontei reprezintă circa 10 kW/h pentru parcurgerea unui metru de jgheab orizontal; aceasta poate fi redusă la jumătate, mărind secţiunea conductorului de cupru (prin micşorarea suprafeţei canalului de răcire din interiorul lui) din înfăşurarea inductorului; de asemenea, dînd secţiunii acestui conductor o anumită formă, puterea se reduce încă, astfel încît pe un plan înclinat cu 1,3—2°, consumul specific, care la jgheabul experimental este de 0,2 kW/h pentru o tonă de metal lichid pe metru de jgheab, scade la 0,05 kW/h pentru o tonă de metal lichid pe metru de jgheab.

În timpul primelor încercări, temperatura metalului lichid la ieşirea din jgheab a fost cu 30—40°C mai mică decît aceea la intrare, iar pe fundul jgheabului a rămas un strat de metal solidificat de 5 — 8 mm grosime. În încercările ulterioare s-a mărit capacitatea arzătoarelor cu gaz, care încălzesc jgheabul, de la 10 la 12 m³/h gaz natural pentru un metru de jgheab, ceea ce a produs o cantitate de căldură de două ori mai mare decît aceea necesară pentru a compensa pierderile produse în fonta care curge la o temperatură de 1500°C, pentru a se evita depunerea pe fundul jgheabului a unui strat de metal solid. S-a calculat că dacă fonta curge la o temperatură de 1300°C, este suficient un debit de 3,5—4 m³/h/m gaz natural sau 8 m³/h/m gaz de cocserie. Pentru temperaturi de curgere a metalului mai mari de 1550°C, este necesar să se prevadă o încălzire electrică, de exemplu prin inducţie.

După efectuarea încercărilor, nu s-a constatat nici o uzură a suprafeţei jgheabului şi nici o modificare a compoziţiei fontei.

Contribuţie la studiul influenţei precipitării carburilor de crom asupra fragilităţii şi sensibilităţii la coroziune intergranulară ale oţelurilor austenitice inoxidabile. G. Henry, J. Voeltzel, J. Plateau şi C. Crussardé. In: Mémoires scientifiques de la Revue de Métallurgie, aprilie 1962.

În articol sînt descrise rezultatele experimentale cu privire la precipitaţiile carburilor de crom de tipul $M_{23}C_6$ în oţelurile austenitice inoxidabile precum şi modificările structurii metalului şi ale proprietăţilor care au loc în urma acestei precipitări.

S-au studiat trei feluri de oţeluri, a căror compoziţie chimică este dată în tabela 1.

Precipitarea carburii de crom a fost obţinută printr-un tratament de punere în soluţie timp de 30 min la 1200°C şi menţinere la 750°C durate de timp variabile; s-a studiat în special influenţa duratei de menţinere la această temperatură.

Tabela 1

Oţelul	Compoziţia chimică, %				
	C	Si	Mn	Ni	Cr
25—20	1,09	1,55	1,06	18,4	23,3
18—8A	0,09	0,48	0,84	9,5	18,32
18—8B	0,07	1,04	0,50	8,85	19

S-a constatat că mărimea precipitatelor creşte cu timpul de menţinere la 750°C, atît timp cît acesta nu depăşeşte 20—30 ore. Pentru durate de menţinere mai mari, creşterea precipitatelor intergranulare este mai redusă.

În cazul oţelului 25—20, pentru durate de menţinere mai mari decît 150 ore, apare faza σ în interiorul grăunţilor.

Rezultatele obţinute au contribuit la explicarea mecanismului fragilităţii şi coroziunii intergranulare.

Se ştie că ipoteza în general admisă pentru a explica sensibilitatea la coroziune intergranulară a oţelurilor inoxidabile este existenţa unei zone decromate produse de precipitarea carburilor de crom.

Se pare că există un oarecare paralelism între evoluţia alungirii şi aceea a sensibilităţii la coroziune intergranulară în funcţie de timpul de menţinere la 750°C.

S-a reuşit să se pună în evidenţă existenţa acestei zone în cazul oţelului austenitic 18—8, dizolvînd straturi succesive de metal de pe suprafaţa unei rupturi intergranulare (luînd măsurile necesare pentru ca aceste carburi să nu treacă în soluţie). În soluţie fierul a fost dozat prin colorimetrie şi cromul prin radioactivitate (s-a introdus în aliaj Cr 51 în timpul turnării).

Existenţa unei zone cu conţinut redus de crom şi de carburi poate fi de altfel indirect confirmată de prezenţa unei zone martensitice în lungul grăunţilor, în urma tratamentelor izotermice care măresc sensibilitatea la coroziune intergranulară. Această zonă martensitică a fost pusă în evidenţă aşezînd proba într-un cîmp magnetic şi presărînd pe suprafaţă praf magnetic în suspensie în apă.

Evoluţia în funcţie de durata de menţinere la 750°C, a alungirii poate fi explicată prin rolul mecanic al precipitatelor care localizează în îmbinările dintre grăunţi o ruptură al cărui mecanism este analog cu acela al unei rupturi ductile şi, în cazul oţelurilor 18—8, prin acţiunea fragilizantă a precipitatului intercristalin de fază σ.

Nou procedeu de nitrurare. In : Metal Progress, iulie 1961. În S.U.A. s-a experimentat un nou procedeu de nitrurare în baie de săruri, prin care se poate obţine în numai două ore — un strat superficial rezistent la uzură. Baia de săruri este o soluţie vîscoasă formată, în principal, din cianură (KCN) şi cianat de potasiu (KCNO). Radicalii CNO se rup rezultînd atomi de carbon, azot şi oxigen. Deoarece azotul se dizolvă în ferită de zece ori mai mult decît carbonul, un mare număr de atomi de azot (şi cîţiva de carbon) pătrund în suprafaţa piesei care se tratează, formîndu-se particule de carbură de fier Fe$_3$C care constituie centre de amorsare pentru nitrurile de fier Fe$_3$N şi Fe$_4$N; acestea, împreună cu circa 20% din carbura de fier, constituie un strat dur sub care azotul difuzează în oţel. Adîncimea de difuzare este de 0,46 mm în 1,5—2 h.

O caracteristică importantă a procedeului este introducerea oxigenului în baia a cărei temperatură este reglată între 538 şi 565°C, durata de cufundare fiind de 10—180 min, după natura metalului.

Stratul nitrurat obţinut prin acest procedeu nu este atît de dur ca cel obţinut prin nitrurarea obişnuită; aceasta nu constituie însă un dezavantaj, în special pentru oţelurile cu conţinut redus de carbon, deoarece fragilitatea creşte de obicei o dată cu duritatea, fiind unul dintre dezavantajele nitrurării obişnuite.

Stratul dur obţinut prin acest procedeu este foarte rezistent la uzură. Încercări efectuate în aceleaşi condiţii pe epruvete confecţionate din oţel cu 0,15% C au arătat că epruveta netratată a pierdut 15 mm în două minute, cea cementată timp de trei ore la 925°C şi călită în ulei a pierdut 5 mg în patru ore, iar cea nitrurată 1,5 mg în patru ore.

Încercările efectuate cu fontă maleabilă tratată şi netratată au dat, de asemenea, bune rezultate.

Din încercările efectuate pe epruvete din oţel AISI 4140 călit şi revenit pînă la o duritate de 30—32 HRC, s-a constatat că rezistenţa la oboseală a pieselor tratate în acest mod creşte pînă la 75,6 kgf/mm^2, deci este mai mare cu 20% decît cea a pieselor nitrurate.

De asemenea, s-a determinat rezistenţa la oboseală a mai multor arbori cotiţi confecţionaţi dintr-un oţel cu 1% Cr şi 0,37% C, trataţi termic. După durcisare superficială prin trei metode diferite (încălzire prin inducţie, încălzire prin inducţie şi alicare, şi nitrurare în baie de săruri), limita de oboseală a arborilor trataţi prin încălzire prin inducţie a fost 10,4 kgf/mm^2, a celor trataţi prin alicare 18,9 kgf/mm^2 şi a celor trataţi prin nitrurare 18,9 kgf/mm^2.

Dezavantajele acestui procedeu sînt următoarele:

Dat fiind că nitrurarea se efectuează la o temperatură de 565—570°C, temperatura de revenire este limitată la acest interval sau la temperaturi mai mari, deoarece tratamentul termic se efectuează înaintea nitrurării.

Piesele brasate cu aliaje de cupru nu pot fi nitrurate prin acest procedeu, deoarece baia de săruri reacţionează cu cuprul.

Noul procedeu a fost aplicat în producţie. Astfel, s-a reuşit să se mărească durata de viaţă a poansoanelor din oţel rapid utilizate la comprimarea pulberii de fier în matriţe; de asemenea, s-a mărit de şase ori durata de viaţă a poansoanelor pentru găurirea tablei de oţel.

Piesele pot fi nitrurate prin acest procedeu după ce au fost finisate, fără a-şi modifica inacceptabil dimensiunile.

Îmbunătăţirea proprietăţilor suprafeţelor metalice prin prelucrarea cu scîntei electrice. În : Technische Rundschau, februarie 1962 Prelucrarea prin electro-eroziune — îndepărtarea — prin, scîntei electrice, de material de pe suprafaţa piesei care formează anodul este binecunoscută şi aplicată pe scară industrială. Procedeul invers, care constă în depunerea pe piesa care formează catodul metalului prelucrat de pe anod (scula) este rar aplicat: el poate totuşi fi foarte folositor în industrie, îmbunătăţind suprafaţa pieselor astfel tratate.

Procedeul de aliere prin scîntei electrice se efectuează într-un mediu gazos, de obicei în aer. La începutul aplicării acestui procedeu de electro-eroziune, în apă sau hidrocarburi lichide, s-a observat o oarecare mărire a durităţii suprafeţei piesei, datorită probabil călirii prin încălzirea produsă de scînteile electrice. În urma aplicării acestui procedeu în aer, mărirea durităţii suprafeţei are loc datorită acţiunii chimice a azotului din aer; în afară de aceasta, se produc la suprafaţa catodului aliaje ale metalului din care este confecţionată piesa — prin transportul particulelor de metal de la anod — aliaje a căror duritate este de cele mai multe ori superioară aceleia a metalului de bază sau a metalului anodului.

Tratînd oţelul în aer cu electrozi care nu au o duritate mare, se poate obţine, datorită combinării efectului de călire cu cel de formare de nitruri cu azotul din aer, o creştere cu 80—100% a durităţii suprafeţei tratate; folosind drept anozi electrozi din material foarte dur, de exemplu metalo-ceramic, se poate mări de şase ori duritatea suprafeţei oţelului, obţinîndu-se o duritate mai mare decît aceea a metalului de aport.

Stratul aliat modificat în acest mod are o grosime foarte redusă şi acoperă un strat de tranziţie modificat, datorită acţiunii termice a scînteilor electrice; în cazul tratării oţelului carbon, acest strat este modificat prin efectul de călire iar în cazul oţelului călit suferă o recoacere care îi micşorează duritatea; în acest caz se recomandă o tehnologie specială care tinde să micşoreze durata impulsurilor electrice pentru a micşora efectul termic.

În cazul tratării metalelor neferoase, duritatea superficială este datorită numai metalului depus şi depinde de duritatea acestuia sau de aceea a combinaţiei sale chimice cu metalul de bază.

Rezistenţa la uzură a suprafeţelor tratate prin acest procedeu creşte de asemenea considerabil, de exemplu pentru oţelul cu duritate de 60 HRC încărcat cu metal dur, creşte de cinci ori.

Suprafaţa tratată prin acest procedeu este omogenă, are o oarecare rugozitate şi este poroasă, ceea ce favorizează reţinerea uleiului lubrifiant pe suprafaţa cuzineţilor.

Prelucrarea pneumatică la presiune înaltă a metalelor şi aliajelor. In : La pratique des industries mécaniques, nr. 6, 1962. La presiunea de 14 000—21 000 at, aplicată cu mare viteză, metalele şi aliajele cele mai dure (cu excepţia molibdenului) se comportă ca fluide şi pot fi deformate la rece (prin matriţare, forjare, ambutisare, extruziune) fără să-şi piardă calităţile mecanice. Prin această prelucrare se obţine o suprafaţă netedă astfel că în cele mai multe cazuri nu mai este necesară o prelucrare în vederea îmbunătăţirii calităţii.

Schema utilajului cu care se efectuează această prelucrare este prezentată în figură. El se compune în principiu dintr-un cilindru împărţit — printr-un perete în centrul căruia este practicată o mică deschidere — în două compartimente. Compartimentul din stînga conţine azot sub presiune la 140 at; în compartimentul din dreapta în care se află pistonul este o presiune relativ scăzută care acţionînd pe suprafaţa totală a pistonului, contrabalansează presiunea care se exercită pe faţa sa din stînga prin deschiderea prevăzută cu un inel de cauciuc pentru menţinerea etanşeităţii.

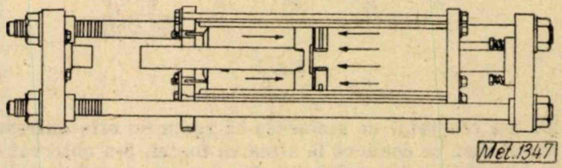


Fig. 1

Sistemul este astfel în echilibru. Dacă se măreşte puţin presiunea gazului în partea stîngă a cilindrului, echilibrul în centrul peretelui despărţitor este stricat, pistonul este împins instantaneu, fiind acționat pe toată suprafața lui (circa 1 m diametru) cu o forță de 140 at ; se produce astfel un șoc exploziv, care, deși mai redus decît acela datorit dinamitei sau trotilului, este suficient pentru a produce fluajul metalelor pe care se exercită. Eforturile astfel obținute pot ajunge la 675 000 kg la viteze de 135 m/s.

Pentru a evita distrugerea matrițelor, ele sînt montate pe amortizoare pneumatice ; contra presiunea pe cilindru se amortizează de asemenea pneumatic. O placă de bază în greutate de 135 kg a matriței poate suporta un șoc de circa 1 mil. kg, deoarece cea mai mare parte a efortului este preluată de piesa care se deformează. Cu acest utilaj se pot efectua la rece următoarele operații : forjarea, tragerea, ambutisarea, ștanțarea, extruziunea diferitelor metale dure, vanadiu, zirconiu, titan, beriliu ca și aliaje refractare și aliaje sinterizate. Extruziunea pieselor cu formă asimetrică, cu diferențe mari de secțiune și cu muchii înclinate se poate efectua fără pierderi de metal.

Se pot confecționa prin acest procedeu și palete de turbine dintr-o singură operație, realizîndu-se o suprafață foarte netedă și muchii ascuțite.

Densitatea materialelor sinterizate confecționate prin acest procedeu crește de 5—10 ori.

Utilizarea amortizoarelor dinamice pentru eliminarea vibrațiilor arborilor mașinilor de alezat. V. F. Revva In : Stanki i Instrument, nr. 7, 1962.

Vibrațiile arborilor mașinilor de alezat înrăutățesc calitatea suprafețelor prelucrate și reduc durata de utilizare a sculelor așchietoare. Pentru eliminarea lor, îndeosebi în cazul arborilor subțiri (raportul dintre lungime și diametru $L/D > 5$, în cazul prelucrării oțelului), V. F. Revva propune utilizarea amortizoarelor dinamice a căror construcție se arată în figura 1.

În capătul alungit al arborelui alezorului 1 se practică o gaură în care se montează un amortizor de forma unui cilindru masiv 2. Între arbore și amortizor se așează două inele de cauciuc 3. Amortizorul se închide cu capacul 4.

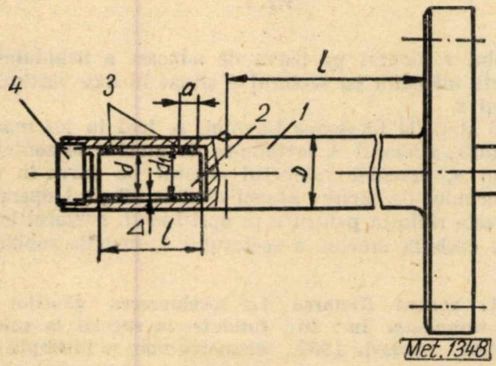


Fig. 1

Principiul de funcționare a amortizorului dinamic constă în aceea că supune masa de bază (asupra căreia acționează forța periodică perturbatoare) influenței forței contrarii de interacțiune a unei mase mici montate elastic.

Parametrii de bază ai amortizorului sînt masa m a corpului cilindric, interstițiul Δ, lățimea a a inelelor de cauciuc și calitatea acestora.

Valorile optime ale acestor parametri au fost stabilite experimental și pot fi determinate de următoarele considerente :

— diametrul d_1 al găurii în arbore trebuie practicat cît mai mare posibil ;

— interstițiul Δ dintre arbore și amortizor trebuie luat astfel :

pentru d_1 mm	Δ, mm
6—10	1,0 ;
10—15	1,5 ;
15—20	2,0.

diametrul amortizorului : $d = d_1 - 2\ \Delta$;

— masa m a amortizorului trebuie să fie egală cu 1/8 din masa arborelui (atunci cînd se determină masa arborelui ; lungimea lui trebuie luată egală cu brațul L pînă la cuțit) ;

— lungimea amortizorului se determină cu ajutorul formulei $l = \frac{4\ m}{\pi\ d^2\ \rho}$, în care m este masa amortizorului, ρ densitatea materialului folosit (experimentările au fost efectuate cu amortizoare confecționate din oțel) ; dacă se obține lungimea $l < 2\ d$, se recomandă a se lua $l = 2d$;

— lățimea inelelor de cauciuc $a = (1/6-1/8)l$.

Pentru confecționarea inelelor s-a utilizat cauciucul brut TU815—53r, care inițial a fost încălzit pînă la obținerea unei mase plastice.

Experimentările s-au efectuat de către Institutul Tehnologic din Odessa, pe mașina de alezat de tipul 2A715 la Uzina de Mașini Radiale de găurit din Odessa, folosindu-se următorul regim experimental de lucru : adîncimea de tăiere 0,2 mm, avansul 0,06 mm/rot, viteza de tăiere 150 m/min ; cuțit cu plăcuțe din aliajul T15K30 ; geometria cuțitului $\varphi = 60°$, $\varphi, = 15°$, $\gamma = 15°$; $\alpha = 7°$, $r = 0{,}1$ mm.

Experimentările au arătat că construcția propusă de amortizor este de cinci ori mai eficace decît construcțiile folosite reducînd amplitudinea vibrațiilor la extremitatea arborelui.

Alegerea parametrilor optimi ai degajărilor de fărîmițare a șpanului. V. M. Lutov. In : Stanki i Instrument, nr. 7, 1962.

V. M. Lutov a elaborat și introdus în producție la Uzinele de Tractoare din Lipețk, o nouă metodă de determinare a formei geometrice pentru degajările de fărîmițare a șpanului. Lucrările efectuate au arătat că parametrii geometrici de bază, care asigură fărîmițarea șpanului, sînt : lățimea f al șanfrenului muchiei tăietoare a cuțitului, raza R și adîncimea h a degajării de fărîmițare (fig. 1).

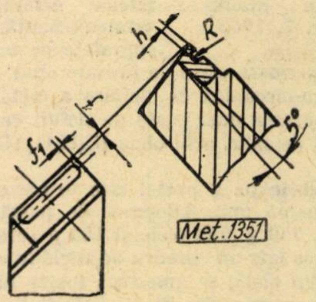


Fig. 1

a) Pentru ca muchia tăietoare, să fie suficient de rezistentă trebuie ca lățimea șanfrenului f să fie cît mai mare posibil, însă în limita lungimii L de contact dintre șpan și cuțit (fig. 2). În caz contrar, un șapn se va obține continuu. Lungimea de contact L depinde de condițiile de tăiere. Pentru experimentări, s-au folosit cuțite cu plăcuțe din aliajul dur T15K6, cu următoarea geometrie : $\gamma = -5°$, $\alpha = 15°$, $\varphi = 45°$, $\varphi_1 = 25°$ și raza de rotunjire a muchiei tăietoare $r = 1{,}0$ mm. Experimentările au fost efectuate pe strungul de tipul 1A62, prelucrîndu-se următoarele calități de oțeluri : 18HGT, 40H, 30HGT, U8, R18, cu următoarele regimuri de tăiere : viteza de tăiere 85—170 m/min, adîncimea de prelucrare 2 mm, avansul 0,1—1,0 mm/rot. Rezultatele obținute au arătat

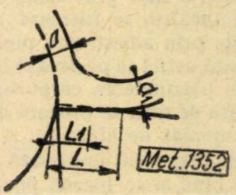


Fig. 2

că, pentru asigurarea fărîmiţării şpanului, este necesar ca $f < (0,25-0,35)\,L$.

b) Raza de rotunjire R a degajării este de asemenea un parametru geometric important de care depinde fărîmiţarea şpanului. Pentru găsirea valorii sale optime s-au executat strunjiri ale oţelurilor 20H şi 12HN3A cu viteza de tăiere de 200 m/min şi a oţelului 40H cu viteza de tăiere 150 m/min, adîncimea de tăiere fiind de 2 mm, iar avansul 0,07–1,0 mm/rot. Experimentările au avut loc cu cuţite prevăzute cu plăcuţe din aliaje T15K6 cu următoarea geometrie : $\gamma = -5°$, $\alpha = 10°$, $\varphi = 45°$, $\varphi_1 = 25°$, $r = 1{,}0$ mm, $f_1 = 0{,}2$ mm. Parametrii degajării au fost variaţi între următoarele limite : $R = 0{,}5-4$ mm, $h = 0{,}03-0{,}35$ mm.

Pe baza datelor experimentale se recomandă să se aleagă valorile maximale ale razei degajării, în funcţie de lăţimea şanfrenului f, arătate în tabela 1.

Tabela 1

Lăţimea şanfrenului f, mm	0,05–0,1	0,1–0,2	0,2–0,3	0,3–0,5	0,5–0,8
Raza de rotunjire a degajării R, mm	0,5	1,0	2,0	3,0	4,0

c) Practica utilizării cuţitelor cu degajări pentru fărîmiţarea şpanului a arătat că adîncimea minimă care poate asigura fărîmiţarea şpanului este de 0,03 mm. Pentru a se micşora numărul de refasonări a degajării se recomandă să se lucreze $h = 0{,}1-0{,}2$ mm.

În concluzie, autorul arată că alegerea parametrilor degajărilor după recomandările prevăzute în articol permite fărîmiţarea sigură a şpanului, asigurîndu-se totodată o înaltă stabilitate mecanică a părţii tăietoare a cuţitelor.

O nouă pastă pentru lustruirea metalelor neferoase. V. A. Parilov şi V. K. Zambin. In : Stanki i Instrument, nr. 7, 1962.

Autorii articolului după ce analizează deficienţele pastelor existente pentru lustruirea metalelor neferoase (productivitatea scăzută, obţinerea unor suprafeţe ce nu se încadrează în cele mai superioare clase de finisare etc.), propun o nouă metodă chimico-mecanică de şlefuire a metalelor neferoase, bazată pe elaborarea unei paste de şlefuit ce are în componenţa sa pudră de safir, acid oleic $[C_3H_5O_3\,(OC-C_{17}H_{33})_3]$ şi cerezină.

Reţeta de fabricaţie a pastei este următoarea :

Pentru obţinerea unui kilogram de pastă se iau 100 g pudră de safir, 750 g acid oleic şi 150 g cerezină. Pudra de safir se introduce într-un cilindru de sticlă în care în prealabil s-a turnat acidul oleic, se amestecă foarte bine, iar apoi se lasă 5–7 min pentru sedimentare. Soluţia limpezită se varsă repede într-un al doilea cilindru, astfel ca partea sedimentată (aproximativ 1/10 din întreaga cantitate a amestecului) să rămînă în primul cilindru (sedimentul poate fi utilizat pentru fabricarea unor paste mai aspre). Apoi amestecul se toarnă într-un mojar de porţelan, se adaugă cerezina şi întregul conţinut se încălzeşte pînă la topirea completă a cerezinei. Încălzirea se face într-o nişă prevăzută cu ventilaţie. După aceasta, amestecul încălzit se filtrează prin patru straturi de tifon şi se răceşte prin amestecare pînă la îngroşare completă. Pasta preparată astfel se păstrează în borcane cu capac, pentru a se feri de pătrunderea corpurilor străine.

La rîndul ei, pudra de safir se prepară după cum urmează :

Pentru 1000 g amoniat de aluminiu se iau 5 g azotat de cobalt şi 2 g oxid de magneziu se pisează împreună în mojar, se amestecă foarte bine şi se toarnă pentru prăjire în mufe ceramice, pînă la 1/3 din volum. Prăjirea se face în creuzet la temperatura de 1350°C. Ridicarea temperaturii pînă la 1100°C are loc în 3–5 h ; mai departe, mărirea temperaturii se face încet, aproximativ cu 150°C pe oră. Procesul de ridicare a temperaturii trebuie să dureze 8–10 ore. După atingerea temperaturii de 1350°C, creuzetul se lasă să se răcească. Masa obţinută după prăjire se pisează în mojar şi se cerne prin sită de ţesătură din fire de alamă nr. 0045, GOST 6613–53.

Utilizarea acestei paste propuse permite obţinerea rapidă a unor suprafeţe lustruite ce se încadrează în clasa 13-a de finisare, plecîndu-se de la suprafeţe de clasele 5–6 de finisare. Productivitatea metodei este de cîteva ori mai ridicată decît a celor bazate pe pastele de şlefuit existente (de tipul GOI şi altele). De exemplu, lustruirea manuală a unei suprafeţe de 5 cm² de cupru durează mai puţin de 1–2 min, trecîndu-se de la clasa 5-a la clasa 13-a de finisare.

În cazul lustruirii mecanice, viteza periferică a discului de lustruit nu trebuie să depăşească 1 m/s. Presiunea pe piesa lustruită trebuie aleasă astfel încît temperatura de încălzire la suprafaţa piesei să nu fie mai mare de 50°C.

Îndepărtarea urmelor de pastă de pe suprafaţa lustruită se face cu o flanelă uscată. Se recomandă spălarea în prealabil cu acetonă a urmelor de pastă cu ajutorul unei pensule moi din păr de veveriţă.

Dispozitiv pentru reglarea jetului lichidului de răcire la maşinile-unelte. In : Machine Shop Magazine, martie 1962.

Atunci cînd se opreşte lucrul la o maşină-unealtă pentru schimbarea piesei sau a sculei, este necesar să se oprească şi jetul lichidului de răcire pentru a se evita împrăştierea acestuia. Dispozitivul arătat în figură permite ca oprirea acestui jet să se efectueze automat.

Se fixează pe maneta de comandă a maşinii înalte o riglă *1* în care se poate fixa cursorul *2* la înălţimea dorită ; maneta robinetului *4* montat pe ţeava de aducere a lichidului de răcire este înlocuită cu sectorul *3* situat în axa verticală a cursorului *2*.

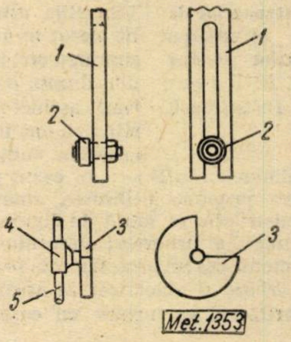
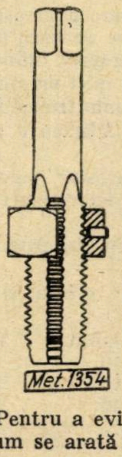


Fig. 1

Atunci cînd, la începerea lucrului, se lasă în jos maneta de comandă, cursorul *2*, lovindu-se de muchia orizontală a sectorului *5*, deschide robinetul montat pe ţeava în care circulă lichidul de răcire ; atunci cînd la sfîrşitul operaţiei, maneta este ridicată pentru a se opri lucrul, cursorul lovindu-se de cealaltă muchie a sectorului *3*, închide robinetul.

Dispozitiv pentru filetarea găurilor înfundate. In : Industrieblatt, ianuarie 1962.

La prelucrarea găurilor înfundate, în special la cele de diametru mic, se întîmplă adesea să se rupă tarodul atunci cînd se loveşte de fundul găurii ; capătul rupt al acestuia se extrage foarte greu. Pentru a evita acest inconvenient se fixează pe tarod, aşa cum se arată în figură, la o anumită



înălţime, o piuliţă care limitează înaintarea tarodului înainte de a atinge fundul găurii. Chiar dacă, din nebăgare de seamă, tarodul atinge fundul găurii şi se rupe, ruperea are loc deasupra piuliţei, astfel că se poate extrage uşor capătul rămas în gaură.

Cutie de strunjire, cu resoarte. I. A. Waller. In: La Machine moderne, iulie 1962. Executarea unui filet pe piese confecţionate din metal dur poate produce un efort de încovoiere în cuţit, ceea ce poate provoca o ştirbire a tăişului. De aceea, cuţitele flexibile confecţionate din oţel rapid sînt îndoite în formă de U aproape de punctul de atac al sculei. Această construcţie nu este aplicabilă decît la piese cu un diametru interior suficient de mare pentru a permite montarea sculei pe o bară suficient de robustă.

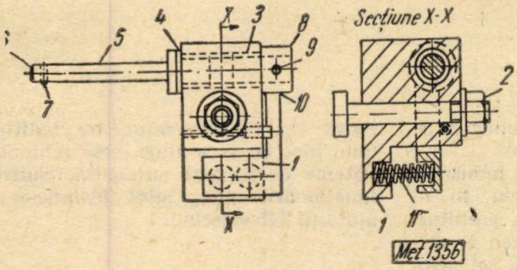


Fig. 1

Scula reprezentată în figură, cu care se pot aleza piesele cu diametru interior mic, este formată dintr-un suport *1* fixat pe căruciorul strungului cu ajutorul şurubului *2*. Bara *5*, al cărui diametru trebuie să fie cît mai mare (atît cît este posibil pentru o evacuare în bune condiţii a aşchiilor), se roteşte în cuzineţii *3* şi *4* din bronz fosforos şi este menţinută de braţul *8* şi ştiftul *9*. Ea poate deci avea o mişcare radială, oscilaţia braţului fiind limitată de două resoarte *11*; un opritor *10* menţine scula în poziţie orizontală şi contactul dintre braţ şi resoarte.

Atunci cînd scula aşchiază, presiunea scade puţin, ceea ce este suficient pentru ca aceasta să nu se rupă, iar resoartele sînt tensionate astfel încît să readucă scula în poziţie orizontală.

Pentru ca această sculă să poată prelucra diferite piese şi cu pas diferit se schimbă resoartele.

Nouă construcţie de burghiu. In: La pratique des industries mécaniques, nr. 7, 1962. În S.U.A. a fost brevetat un nou tip de burghiu, cu vîrf, din metal dur, cu care se poate obţine la viteze mai mari de găurire o calitate mai bună a suprafeţei. În figură sînt arătate cele trei stadii de fabricaţie a acestui burghiu.

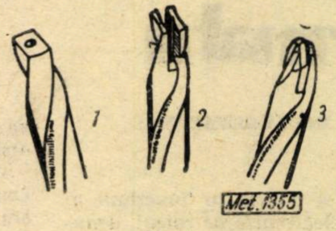


Fig. 1

Burghiul este străbătut de un canal axial prin care circulă uleiul de răcire; pe suprafaţa lui sînt frezate, fără detalonare, două canale înguste elicoidale. În vîrful burghiului se frezează o adîncitură, a cărei lăţime este puţin mai mică decît diametrul canalului axial, în care se sudează o plăcuţă de carbură metalică, după care burghiul se ascute cu polizorul. Uleiul de răcire diluat, care circulă sub presiune în canalul axial, pătrunde în cele două goluri care rămîn, după frezare, pe cele două feţe ale plăcuţei din metal dur, răceşte punctul de atac al sculei pe freză şi evacuează aşchiile prin cele două canale elicoidale. Astfel, se poate lucra cu viteze mari, fără întreruperi pentru evacuarea aşchiilor. Cu acest burghiu se pot fora, de exemplu, găuri de 6 mm diametru şi 100 mm adîncime, în aliaje dure, dintr-o singură găurire şi fără ca piesa sau burghiul să se încălzească.

Recenzii

Presarea formelor de turnare la presiuni înalte. (Pressovanie liteinih form pod visokim davleniem). Moscova Maşghiz, 1962, 161 p.

În prezent, în majoritatea turnătoriilor cu producţii în masă, executarea formelor se face cu ajutorul maşinilor de format prin scuturare. Aceste maşini nu corespund însă unor cerinţe cu caracter economic şi tehnologic; au o productivitate relativ mică, o construcţie complicată şi sînt, în general, maşini masive care necesită fundaţii de beton şi produc mult zgomot. În condiţiile regimului de lucru prin şocuri are loc o uzură intensă atît a pieselor maşinilor, cît şi a modelelor plăcilor de model şi a ramelor. În afară de acestea, nu se obţine un grad de îndesare uniform şi destul de mare pe înălţimea formei, ceea ce duce la mărirea dimensiunilor piesei turnate şi a greutăţii lor şi deci a pierderilor de metal prin prelucrare. În plus, procesul de îndesare prin scuturare poate fi greu automatizat. Procesul de îndesare a formelor prin presare la presiuni înalte (cuprinse între 8 şi 50 kgf/cm^2, spre deosebire de presările mici pînă la 4 kgf/cm^2 şi presările mijlocii cuprinse între 4 şi 8 kgf/cm^2), procedeu fundamentat teoretic şi practic în ultimii ani, prezintă următoarele avantaje faţă de îndesarea prin scuturare: are o productivitate de circa trei ori mai mare, permite obţinerea unor suprafeţe ale pieselor turnate curate şi netede, a unor dimensiuni precise, baremul de îndesare prin presare poate fi uşor automatizat. Maşinile sînt mai simple în ce priveşte construcţia şi mai sigure în exploatare; cu alte cuvinte corespund mult mai bine cerinţelor producţiei de masă.

În Uniunea Sovietică se fabrică maşini şi automate de presare, care lucrează la o serie de linii automatizate din turnătorii. Rezultatele sînt dintre cele mai bune şi mai interesante.

Privită din punctul de vedere al noutăţii procedeului şi a importanţei lui, monografia lui B.K. Sviatkin, care îşi propune să analizeze acest procedeu, stabilindu-i unele legi generale, vine să umple un gol în literatura de specialitate, fiind privită cu mult interes de către inginerii şi tehnicienii din turnătorii. După cît se pare, este şi prima monografie care tratează această problemă.

În cele cinci capitole ale monografiei se tratează cele mai importante probleme ale îndesării prin presare, în general, şi a îndesării la presiuni ridicate, în special.

În capitolele I şi II se descrie procesul de îndesare la presiuni joase şi înalte, mecanismul îndesării, influenţa presiunii specifice asupra gradului de îndesare, influenţa structurii şi compoziţiei amestecului de formare asupra îndesării, influenţa vibrării asupra îndesării, precum şi problema preciziei dimensionale a suprafeţei pieselor turnate.

Capitolul III se ocupă cu proprietăţile amestecurilor de formare şi a formei îndesate la presiuni ridicate, cu cerinţele pe care trebuie să le îndeplinească completul de model. Se dau indicaţii privind alegerea parametrilor de presare.

În capitolul IV se descrie procesul de presare la diferite tipuri de maşini (hidraulice, pneumatice, cu diafragmă, cu vibrare, arătîndu-se şi căile de automatizare a procesului.

Lucrarea se termină cu o serie de consideraţii tehnico-economice privind îndesarea formelor la presiuni înalte, insistîndu-se asupra economiei de metal şi economiei de muncă (capitolul V).

Autorul, în tratarea lucrării, ţine seama de ultimele realizări obţinute în acest domeniu de turnătoriile sovietice şi de cele din străinătate. Lucrarea este compactă, logic prezentată, la un nivel înalt. Lucrarea ar fi fost mai completă şi mai valoroasă, dacă autorul ar fi insistat mai mult asupra teoriei îndesării la diferite presiuni şi ar fi dezvoltat tabloul proceselor fizico-mecanice care au loc în timpul îndesării prin presare.

Cartea este destinată inginerilor şi tehnologilor din turnătorii, putînd fi folosită şi de studenţii de la Facultatea de metalurgie.

L. Sofronie

---

informaţii

UN NOU TIP DE MAŞINĂ ELECTRONICĂ DE CALCUL

De curînd a intrat în funcţiune o nouă maşină electronică de calcul, denumită CIFA — 101, proiectată şi executată de către un colectiv de ingineri şi tehnicieni de la Institutul de fizică atomică al Academiei R.P.R.

Noua maşină de calcul realizată în ţara noastră se deosebeşte de celelalte maşini care au fost construite pînă acum la noi, atît în ceea ce priveşte principiul de funcţionare, cît şi prin posibilităţile sale de lucru.

Noua realizare este o maşină universală de calcul tip serie, cu memorie pe cilindru magnetic.

În componenţa maşinii intră elemente ca: inele magnetice cu caracteristică rectangulară (ferite), rezistenţe, condensatoare, tuburi electronice etc.

Maşina CIFA — 101 are un gabarit aproape egal cu al unui birou de dimensiuni obişnuite, nu are nevoie de instalaţii speciale de răcire şi nici de instalaţie electrică de forţă, putînd să fie alimentată de la reţeaua monofazică obişnuită.

Noua maşină electrică de calcul realizată în ţara noastră poate să rezolve probleme importante privind economia naţională, probleme care nu puteau să fie rezolvate cu uşurinţă cu maşinile existente, ca de exemplu, sisteme de ecuaţie cu 60 de necunoscute, unele probleme complexe privind sistemul energetic, transporturile, probleme în legătură cu cercetările de fizică nucleară şi altele.

Codul de instrucţiuni al maşinii CIFA—101 uşurează mult soluţionarea problemelor şi reduce considerabil durata calculelor.

UN NOU GIGANT SIDERURGIC ÎN U.R.S.S.

În Uniunea Sovietică, în viitorii 20 de ani va fi terminată cea de-a treia bază siderurgică din Siberia. Din această bază va face parte şi uzina vest-siberiană Zapsib, care se construieşte aproape de Novokuzneţk. Capacitatea de producţie a acestei noi uzine va depăşi pe aceea a Combinatului siderurgic din Kuzneţk. Prin darea în funcţiune a acestei noi uzine, producţia de fontă a Kuzbasului va creşte de patru ori, iar producţia de oţel şi de laminate, de două ori.

Cuptoarele noului gigant al industriei Uniunii Sovietice vor consuma, în 24 ore, încărcătura a peste 50 de garnituri de trenuri încărcate cu minereu şi cărbune. Noua uzină va consuma tot atîta apă cît consumă întreaga populaţie a oraşului Leningrad. Pentru a asigura cantitatea de energie electrică necesară uzinei, va fi nevoie de două hidrocentrale de mărimea Dneproghes-ului.

Uzina Zapsib va fi o întreprindere model, cu un înalt grad de automatizare.

O LARGĂ REŢEA DE INFORMARE TEHNICO-ŞTIINŢIFICĂ

În Uniunea Sovietică există o vastă reţea de organizaţii care procură inginerilor, tehnicienilor, inovatorilor, oamenilor de ştiinţă etc. un bogat şi variat material informativ şi documentar, cu privire la ultimile realizări şi descoperiri în ştiinţă şi tehnică. Această reţea cuprinde 84 organe de informare unionale şi centrale pe ramură, 94 birouri centrale de informare tehnică ale consiliilor economiei naţionale, peste 4 000 de birouri de informare tehnică şi peste 3 000 de cabinete tehnice în cadrul întreprinderilor, peste 16 000 de biblioteci tehnico-ştiinţifice.

Numărul lucrătorilor care îşi desfăşoară activitatea în aceste instituţii se ridică la peste 60 000.

Volumul materialelor de informare tehnico-ştiinţifică, editate de către organele ministerelor unionale şi ale departamentelor, atinge 100 000 de coli de autor, iar al celor editate de către organele ministerelor şi departamentelor republicilor unionale este de 50 000 de coli de autor.

Astăzi în Uniunea Sovietică se editează aproape 270 de reviste tehnico-ştiinţifice. Pe lîngă aceasta, consiliile economiei naţionale, diferite institute şi întreprinderi, editează alte numeroase materiale cu caracter tehnico-ştiinţific.

EXCAVATOARE ROTATIVE

La Novokramatorsk se construiesc excavatoare rotative care, într-o oră, vor excava 10 000—12 000 m^3 de pămînt. Acest tip de excavator are înălţimea unui bloc cu zece etaje, este echipat cu sisteme de dirijare automată, controlul funcţionării agregatului făcîndu-se cu ajutorul televizorului.

O NOUĂ MAŞINĂ ELECTRONICĂ DE CALCUL

În U.R.S.S. se fabrică o nouă maşină de calcul universală denumită ,,Razdan-2”, de dimensiuni reduse, avînd forma unui dulap cu pupitru de comandă. Maşina conţine semiconductoare şi elemente de ferită, ceea ce a făcut posibilă micşorarea dimensiunilor maşinii. Datele sînt introduse sub formă de comenzi şi cifre binare. Această maşină execută 5 000 de operaţii de calcul pe secundă, avînd o mare capacitate a echipamentelor de memorizare. Introducerea informaţiei se face automat, prin utilizarea unei benzi perforate şi a unui echipament fotoelectric de citire. Atît informaţia suplimentară, cît şi corecţiile corespunzătoare pot fi introduse pe cale manuală de la pupitrul de comandă. Se obţin rezultate tipărite. La ieşirea maşinii se află un echipament care execută automat transformarea în numere zecimale. Această maşină de calcul consumă aproximativ 3 kW de la reţeaua electrică trifazată. Pentru funcţionarea sa normală are nevoie de un spaţiu de 12—15 m^2. Maşina de calcul universală ,,Razdan-2” poate fi folosită de către centrele de calcul locale şi departamentale, institute de proiectare, întreprinderi, instituţii de învăţămînt superior etc.

UTILIZAREA CILINDRILOR DE LAMINOR MARI DIN OŢEL TURNAT

La Combinatul metalurgic din Kuzneţk (U.R.S.S.), au fost utilizaţi la laminorul 800 cilindri turnaţi din oţel. Oţelul pentru cilindri, elaborat într-un cuptor Martin bazic, a fost turnat în forme asamblate la temperatura de 1 540—1 550 °C. Cilindrii din oţel turnat sînt superiori celor forjaţi, preţul de cost este mult mai mic, iar calitatea laminatelor este superioară în comparaţie cu aceea a laminatelor obţinute cu cilindri forjaţi.

MIEZURI DE TURNĂTORIE DIN SULFURĂ DE CERIU

Pentru a întîmpina dificultăţile ivite la turnarea pieselor cu canale interioare lungi se folosesc miezurile din sulfură de ceriu.

Metoda este aplicată în special la piesele de oţel turnat, în care se pot obţine cavităţi înguste cu o precizie satisfăcătoare. Miezurile din sulfură de ceriu se caracterizează printr-o rezistenţă mecanică bună şi stabilitate faţă de atacul metalelor topite.

Sulfura de ceriu, din care se confecţionează miezurile, se tratează cu o soluţie de naftalină în eter — eterul se evaporă, iar naftalina se repartizează uniform în sulfură. Miezul se compactează apoi sub presiune şi se sinterizează la temperatură înaltă.

Unul dintre avantajele fabricării acestor miezuri constă în faptul că la dezbatere ele pot fi dizolvate cu acizi diluaţi.

ALIAJE DE ALUMINIU-LITIU, REZISTENTE LA OXIDARE

Noile aliaje de aluminiu-litiu conţin 1—20% litiu, prezintă o rezistenţă mult mai mare la oxidare, sînt mult mai puţin fragile şi mai uşor de prelucrat.

Procedeul constă în introducerea în aliajul de aluminiu-litiu a unor elemente metalice — beriliu sau zirconiu (ori beriliu cu zirconiu) cu un adaos de titan, de siliciu sau de bor — în proporţie de 0,01—1% din greutatea aliajului. Proporţiile de beriliu şi de zirconiu trebuie să fie de cel puţin 0,005%. La fabricarea tablelor, aliajul se toarnă sub formă de eboşe care se încălzesc la 500 °C înainte de laminarea la cald.

Revista Revistelor

Litoinoe proizvodstvo, nr. 7, 1962. *V. K. Baradaniant.* Pres-forme din ipsos; *V. I. Pavlovski* şi *R. I. ustrovşko.* Perfecţionarea tehnologiei de pregătire a alicelor de oţel turnate; *A. I. Goldman* şi colab. Turnarea bucşelor interioare ale cilindrilor Diesel; *N. M. Iacovlev.* Influenţa aducerii metalului în cristalizator, la turnarea ţevilor prin metoda semicontinuă; *M. A. Druian* şi colab. Turnarea oţelului 30 G 1,5 L cu adaos de feromangan în oală; *T. A. Vihoreva* şi *I. A. Izvekov.* Amestecuri de sticlă solubilă pentru miezuri la turnarea aliajelor de magneziu; *I. A. Voşukov* şi colab. Despre întrebuinţarea cărbunelui de lemn pentru încălzirea maselotelor masive; *V. P. Mokin.* Turnarea tuburilor pentru locomotive Diesel; *E. V. Fili.* Argumentarea economică a alegerii tipului maşinilor de formare; *T. I. Golevsova.* Metodica determinării preţului de cost al pieselor turnate în uzinele metalurgice; *I. B. Fedianin* şi colab. Îndesarea amestecului de formare în formele masive prin presare; *K. B. Sviatkin* şi *P. J. Sviatkina.* Perfecţionarea acţionării la maşinile de formare prin mărirea presiunii specifice de presare; *O. M. Krtjanovski* şi colab. Instalaţie automată de calcul pentru dirijarea încărcăturii la cubilou; *M. V. Jultov.* Dispozitiv experimentalo-industrial al regenerării amestecului de miez şi purificării apei recirculate; *M. M. Turbovski.* Omogenitatea fontei modificate; *D. I. Pozdnev.* Plasticitatea argilei şi legătura ei cu proprietăţile amestecurilor de formare; *E. M. Semionov.* Influenţa diferitelor adaose în baie pentru alitarea la cald asupra dimensiunilor zonelor intermetalice; *L. I. Levi.* Despre una din principalele cauze ale eredităţii proprietăţilor fontei de furnal pentru turnătorie; *T. M. Bogdanov.* Problemele formării proprietăţilor pieselor turnate cu pereţi subţiri din aliaje refractare; *I. A. Bobriakov* şi *N. G. Intiakov.* Metode de presare gravitaţională de îndesare a formelor.

Fonderie, nr. 197, 1962. *G. Ulmer* şi colab. Studiul caracteristicilor, „zamak 3" pe epruvete brute turnate sub presiune; *R. El Haik.* Examenul particularităţii fractografice a pieselor de fontă cu grafit nodular; *P. Nicolas* şi *M. Martin.* Contribuţii la studiul degajării gazelor de către diferiţi lianţi de turnătorie, din punct de vedere igienic; Note bibliografice: *H. Buhler* şi *W. Shepp.* Influenţa eforturilor statice asupra contracţiilor reziduale produse de fontă; *D. Pohl* şi colab. Influenţa magneziului, liber sau combinat, asupra formării grafitului nodular în fontă.

Giesserei, nr. 15, 1962. *W. Patterson* şi *S. Engler.* Măsurarea defectelor de volum în plăcile turnate; *B. Marincek.* Topirea fontei în cuptor cu arc electric şi în cuptor cu inducţie; *H. Pacyna.* Cuptorul de topire „Flaven" un cuptor combinat, cu flacără şi cuvă, pentru turnătorii; *S. Peller.* Decarburarea zonelor exterioare, exemplu practic.

Beira, Journal, nr. 4, 1962. *A. D. Morgan.* Sufluri datorită miezurilor şi formelor; *J. W. Dawson.* Defecte datorită suflurilor; *A. D. Morgan.* Sufluri datorită incluziunilor de zgură; *E. C Rooney.* O metodă polarografică rapidă pentru determinarea antimoniului în fontă; *J. L. Smith* şi colab. Condiţii de răcire în cochile cilindrice de fontă în timpul solidificării; *H. H. Collins.* O probă de corodare a unor emulsii de uleiuri; *C. T. Moore.* Controlul în lumină ultravioletă a fontei maleabile spre detectarea fisurilor fine formate la cald; *J. C. H. Hughes* şi *W. Oldfield.* Cochilă inversă pentru fontele cenuşii.

Fonderia, nr. 7, 1962. G. I. F.A. mîndria turnătoriei internaţionale; *G. Barchiesi.* Creuzete metalice şi de grafit; Un amestecător cu funcţionare continuă; Sudarea fontei; *H. Mueller.* Atmosfera controlată pentru tratamentul fontei maleabile; Absorbţia hidrogenului de către fonta topită la contactul cu hidrogenul gazos sau cu vaporii lui; Cuzineţi de suprafaţă pentru ghidarea mersului unei curele subţiri de oţel; Forme de oţel pentru producerea pieselor turnate din titan; Agenţi de umezire; O nouă maşină de formare mobilă mare cu aruncarea nisipului; Motivele utilizării electrozilor de grafit. Fonte pentru atmosferă cu temperatură ridicată; Fontă cenuşie sintetică, obţinută în cuptoare electrice cu medie frecvenţă.

La Fonderie Belge, nr. 7—8, 1962. *P. N. Nicolaides* şi *L. Jassogne.* Metoda de dozare a bentonitei active în amestecurile de formare; *J. Leonard.* Fonte pentru maşini-unelte; *A. Mal.* Inocularea şi criterii de „calitate" a fontelor cenuşii cu grafit lamelar pentru construcţia de maşini; *R. Lucas.* Descrierea unui sistem automat de alimentare a cubilourilor.

Ontöde, nr. 8, 1962. *I. Balogh.* Producerea pieselor de fontă turnate în cochile; *M. Zacharda.* Producţia de tuburi de fontă turnate; *I. Z. Farkaş* şi colab. Folosirea coeficienţilor de siguranţă la proiectarea unităţilor de turnare a metalelor neferoase.

Stali, nr. 6, 1962. *G. A. Belevţov* şi colab. Studierea mersului şarjei la furnalele care folosesc gaze naturale; *A. N. Pohvisnev* şi colab. Desulfurarea în afara furnalului a fontei cu zgure lichide de furnal; *F. F. Kolesanov* şi *F. G. Gavrin* Cu privire la îndepărtarea sulfului la arderea haldei. *I. D. Balon* şi *N. T. Romanenko.* Despre compoziţia optimă a zgurei la topirea feromanganului; *A. S. Zalkind.* Lipsurile proiectării utilajului de montaj pentru furnale tipizate; *I. G. Polovcenko* şi *A. I. Berin.* Duze de temperaturi înalte pentru furnale; *N. F. Markman.* Studiul durabilităţii cablurilor skipurilor furnalelor; *M. M. Kotrovski* şi colab. Pierderi la insuflarea în furnal; *P. G. Glaskov* şi colab. Turnarea continuă a unei şarje de oţel de 140 t la un dispozitiv cu 4 orificii; *P. T. Ciumakov* şi colab. Comportarea incluziunilor nemetalice şi a gazelor în procesul topirii şi turnării oţelului; *A. N. Morozov* şi *B. P. Markov.* Încălzirea cuptoarelor Martin cu gaze naturale; *V. M. Ravici.* Brichetarea materialelor de încărcătură pentru topirea în cuptoare Martin; *E. M. Guzev* şi *I. B. Zadzişev.* Pregătirea deşeurilor metalice pentru topirea în cuptoare de topire a oţelului; *V. F. Isupov* şi colab. Folosirea cărămizilor uşoare de şamotă pentru captuşeală. *A. F. Kablukovski* şi colab. Controlul temperaturii băii şi reglarea regimului termic al cuptoarelor cu arc; *A. I. Stroganov* şi colab. Repartizarea adaosurilor în cuptoarele electrice în procesul topirii; *B. D. Fişman.* Turnarea continuă a ferosiliciului; *A. A. Korolev.* Cu privire la calculul cajelor prealabil tensionate ale laminoarelor; *G. I. Bolkoviţki* şi colab. Particularităţile obţinerii ţevilor cu diametru mare din oţelul H. 18 N 12 M 2 T ; *R. I. Markov,* Lupta cu ondulaţiile tablei din oţeluri aliate, laminată la rece; *A. A. Moşarov* şi *A. P. Nikolau.* Probleme despre laminarea bilelor în calibre elicoidale; *I. I. Tarnovski* şi colab. Despre luarea în considerare a lucrului mecanic al forţelor de frecare în problemele de calcul variaţional la prelucrarea metalelor prin deformare plastică; *E. S. Sapiro.* Cîteva probleme de reconstrucţie a laminoarelor de sîrmă; *V. P. Stepanov* şi colab. Neomogenitate extraaxială în oţelul *E. I.* 787; *D. S. Kazarnovski* şi colab. Şine de cale ferată experimentale din oţeluri cromnichel aliate naturale; *P. V. Kontorscikov.* Influenţa călirii adînci şi revenirea asupra rezistenţei la uzură a şinelor R. 50; *N. P. Jelvin* şi colab. Decaparea electrolitică continuă a benzilor şi sîrmelor din oţel carbon şi inoxidabil; *N. S. Saciko.* Despre eficacitatea economică a concentrării producţiei în turnătoria U.R.S.S.; *P. I. Kolobov* şi colab. Experienţa funcţionării cuptoarelor-puţ recuperatoare cu un arzător superior, încălzite cu gaz natural.

Stahl und Eisen, nr. 16, 1962. *K. E. Poppe.* Înregistrarea şi prelucrarea datelor de exploatarea — ieri şi astăzi — ; *F. Sperner* şi *G. Persson.* Procesele ce au loc în timpul retopirii oţelului în cuptoarele cu arc sub vid; *H. Zahlaus.* Studiu asupra unei centrale de turbine cu gaz şi vapori combinaţi pentru generarea curentului electric şi producerea vîntului furnalelor într-o uzină siderurgică integrată.

Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii, nr. 6, 1962. *B. P. Burîlev.* Termodinamica soluţiilor de crom în fierul lichid; *V. G. Korpacev.* Proprietăţile superficiale ale zgurilor feroase; *S. G. Bratcikov* şi *G. A. Toporişcev.* Capacitatea calorică a minereurilor şi aglomeratelor feroase; *N. G. Mahanek.* Influenţa consumului specific de cocs scăzut asupra consumului de gaze suflate şi rezultate; *A. A. Sigov* şi *V. A. Surhal.* Procesele de regenerare la aglomerarea minereurilor feroase; *A. V. Vişniakov* şi colab. Turnarea lingourilor de 7 tone din oţel calmat cu retasura de contracţie deschisă; *N. N Dogrohotov.* Transcrierea matematică a coeficienţilor topirii în cuptoarele Martin; *A. S. Mikulinski* şi *I. V. Riabcikov.* Despre topirea aliajelor de calciu şi magneziu cu siliciu; *N. A. Celişev.* Particularităţile stării de deformaţie intensă ale vetrelor înalte la laminare; *I. I. Tarnovski* şi *A. N. Scorohodov.* Analiza stării de deformaţie la laminarea profilelor cruciforme cu ajutorul varierii metalelor; *P. I. Polukin* şi colab. Calculul efortului şi deformaţiei la corpurile eboşate în straturi; *F. T. Malih.* Despre calculul cîtorva parametri limită ai laminării la rece a benzilor; *M. A. Zaikov* şi *V. V. Pudinov.* Cercetarea căderilor de temperatură la laminarea la cald a profilelor simple şi fasonate; *M. L. Mirenski* şi *V. N. Peretiatko.* Calculul diametrelor cilindrilor de lucru trio cu calibre conjugate; *V. B. Liaşkov* şi *V. N. Trubin.* Despre cîteva scheme de curgere a metalului la laminare; *F. L. Edelman* şi *L. I. Tuşinski.* Microstructura şi deplasarile în structura aliajelor turnate; *K. F. Starodubov* şi *I. P. Gul.* Îmbătrînirea oţelului cu conţinut scăzut de carburi, călit, din domeniul austenitic; *M. P. Braun.* Transformarea izotermică a austenitei oţelurilor puternic aliate; *V. N. Svecinikov* şi colab. Influenţa alierii asupra fragilităţii la rece a oţelului fosforos cu conţinut mediu de carburi; *I. V. Grdina* şi colab. Azotarea titanului prin încălzire cu curent de inducţie de înaltă frecvenţă; *F. K. Tkacenko.* Despre compoziţia fazică a fontelor industriale călite; *N. D. Cesnokov.* Despre influenţa compoziţiei chimice asupra durităţii şi structurii fontei pestriţe pentru cilindrii de laminor; *I. P. Vasin* şi *A. P. Nikiforov.* Determinarea modulului sticlei solubile după activitatea ionilor de apă; *A. I. Averin* şi *I. D. Semikin.* Arderea amestecurilor de gaze cu o componentă în flacără turbulentă; *I. S. Nazarov* şi colab. Viteza de încălzire a oţelului în cuptoare secţionate; *V. P. Tîmbal.* Conducerea procesului de decarburare a oţelului la insuflarea în baie a aerului comprimat cu ajutorul maşinilor electronice matematice; *D. A. Storojik.* Calea măririi elasticităţii cupelor dispozitivului de umplere a furnalelor; *V. M. Grebenic.* Evaluarea rezistenţei la oboseală a organelor de maşină cu controlul influenţei factorilor specifici asupra mersului oboselii la încovoiere; *I. N. Ledenev.* Despre calculul tensiunii în colţurile interioare ale cadrelor deschise de laminor.

Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 7, 1962. Viitorul producerii fontei în furnale; *A. E. Claxton.* Protejarea prin zincare în oţelării; *D. Webster* şi *G. B. Allen.* Creşterea grăunţilor în oţelurile cu vanadiu; *T. Gladman.* Influenţa hidrogenului asupra transformării în oţelurile aliate; *F. W. Williams.* Cercetări asupra recoacerii rapide a tablei negre.

Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 6, 1962. *W. Langhaus.* Transferul de căldură şi pierderea de sarcină în regeneratoare servind ca acumulatori de căldură; *H. Hintenberger.* Analiza corpurilor solide prin spectroscopia masei; *K. Bohnenkamp* şi *H. J. Engell.* Alura oxidării fierului şi carbonului în timpul tratamentului termic al aliajelor fier-carbon; *H. Schenk* şi colab. Densitatea oxidului feros pur lichid la temperaturi de 1400—1420°C; *W. Lanprecht* şi *W. Radeker.* Carburarea şi decarburarea superficială a oţelului carbon sau aliat, în amestecuri gazoase între 900—1200°C; *F. Scheil* şi colab. Prepararea aliajelor fier-carbon-azot şi determinarea unor puncte de echilibru ale sistemului; *J. Bennewitz.* Cercetări asupra structurii de laminare a fierului şi aliajelor de fier cubic centrat; *H. Hempel* şi colab. Modificările structurii fierului prin bombardament ionic.

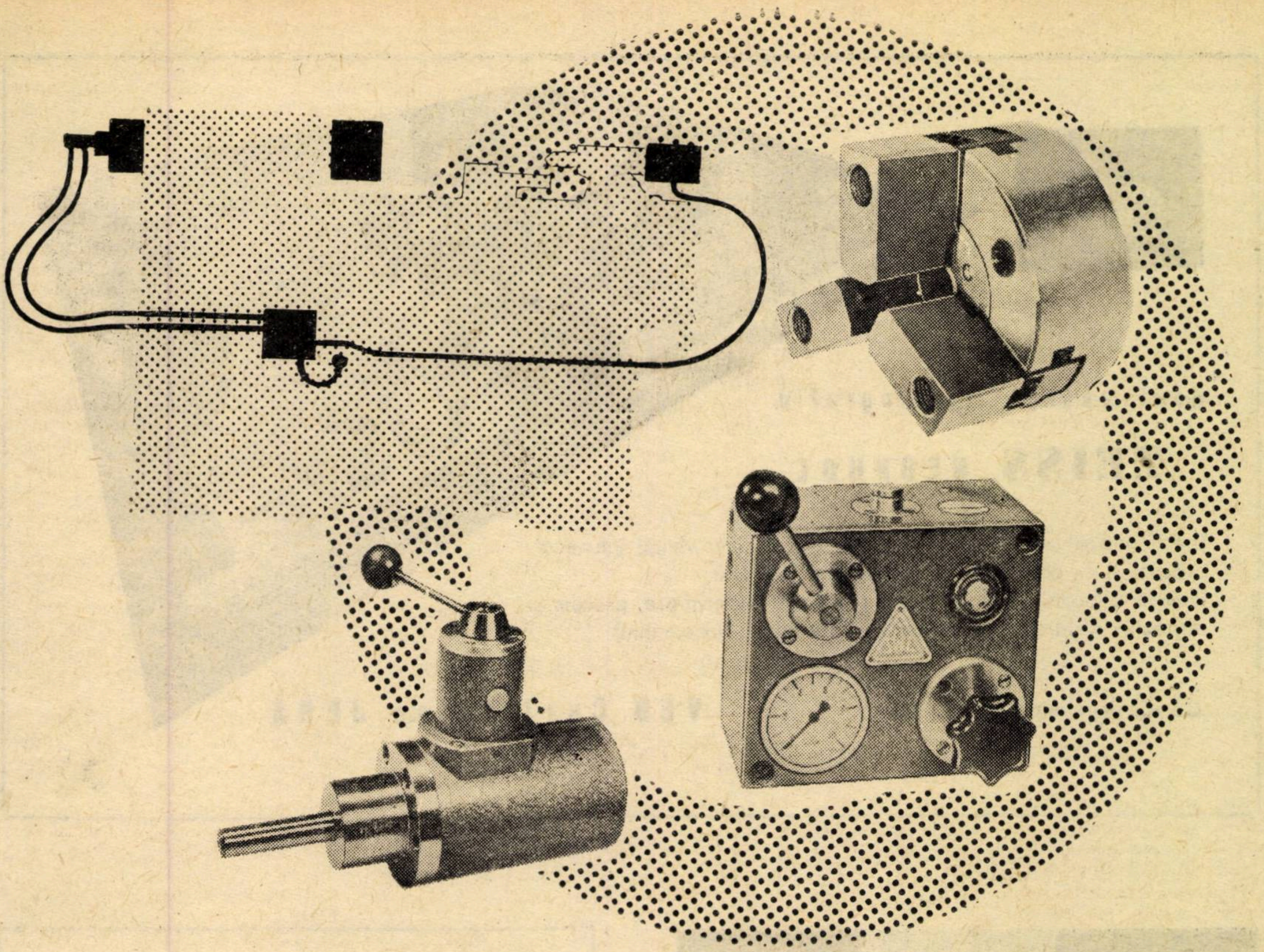
Revue de Métallurgie, nr. 5, 1962. *A. Moutot.* Încărcarea automată cu conveior cu bandă a furnalelor de la uzina din Louvroil; *G. Bonnivard* şi *A. Rist.* Studiu experimental al reducerii aglomeratelor de minereuri de fier cu un gaz contra curent; *J. Fevrier* şi colab. Un nou procedeu de granulare a zgurilor Thomas pure sau amestecate cu săruri potasice; *M. Rey.* Evoluţia metalurgiei extractive în domeniul metalelor neferoase; *T. Greday.* Influenţa condiţiilor de recoacere finală asupra proprietăţilor mecanice şi fizice ale tablei subţiri din oţel extra moale. Studiul atmosferei de recoacere. *M. Ferrero* şi *P. Ravizsa.* Contribuţii la aprecierea importanţei defectelor în produsele siderurgice prin examen ultrasonic; *M. Jentet.* Studiul ambutisării. Clasificarea modurilor de deformare şi a tipurilor de ruputră; *M. Jentet.* Încercări de control a tabelelor ambutisate şi comparaţie cu rezultatele practice.

La Metallurgia Italiana, nr. 6, 1962. *C. Antonione* şi *A. Ferro.* Despre corelaţia dintre rezistenţa la oboseală şi proprietăţile magnetice ale fierului; *R. Passeri* şi *A. Accornero.* Microanaliza cu ajutorul spectroscopiei optice de emisie.

Prace Institutow Huntniczych, nr. 3. 1962. *J. Jonca* şi colab. Măsurarea şi analizarea lucrului blumingului 1 000; *J. Goczal.* Patentarea sîrmei prin încălzire directă forţată; *S. Orzechowski* şi *M. Bialecki.* O metodă simplă de extindere a încercărilor „la distanţă” la calcinarea Jominy; *Z. Ziolowski.* Sistemul pseudobinar Ba O.6. Fe_2O_3—BaO.Fe_2O_3; *W. Klimecki.* Procedee de accelerare în analizele spectrografice.

Hutnické Listy, nr. 7, 1962. *J. Vlantý* şi *J. Leitner.* Capacitatea de reducere a reducătorilor compacţi de cărbune; *T. Myslivec* şi *Z. Motloch.* Experienţe pentru producerea oţelului semicalmat pentru tablă groasă; *L. Smhra* şi *J. Chvojka.* Contribuţii la problemele aplicării mixturilor exotermice; *M. Sicha.* Contribuţii la determinarea originei incluziunilor microscopice în oţel — prima parte; *F. Wiesner.* Primul laminor planetar cehoslovac şi problemele sale tehnice; *P. I. Davidkov* şi *A. M. Markov.* Aparat pentru măsurarea forţei de frecare în procesul de laminare; *R. Splitek.* Rafinarea aluminiului pe zone. *J. Holeczy.* Topirea volatilizantă de oxidare a concentratelor sulfuroase de stibiu; *J. Cadek* şi colab. Stări de echilibru în aliajele Fe-Cr-Mo-C, bogate în fier cu concentraţie de carbon 0,35% şi la temperatura de 700°C; *K. Stránský* şi *M. Králövá.* Contribuţii la studiul efectului aluminiului asupra formării şi creşterii grăuntelui austenitic.

Revista „Metalurgia şi Construcţia de Maşini”, organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicaţiile Tehnice MMCM — cont 070149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3707



Utilizarea dispozitivelor pneumatice de prindere, un factor însemnat pentru randamente superioare de maşini-unelte

— deservire uşoară, lucru rapid şi sigur şi deci mărire însemnată a producţiei

PROGRAMUL NOSTRU DE PRODUCŢIE:

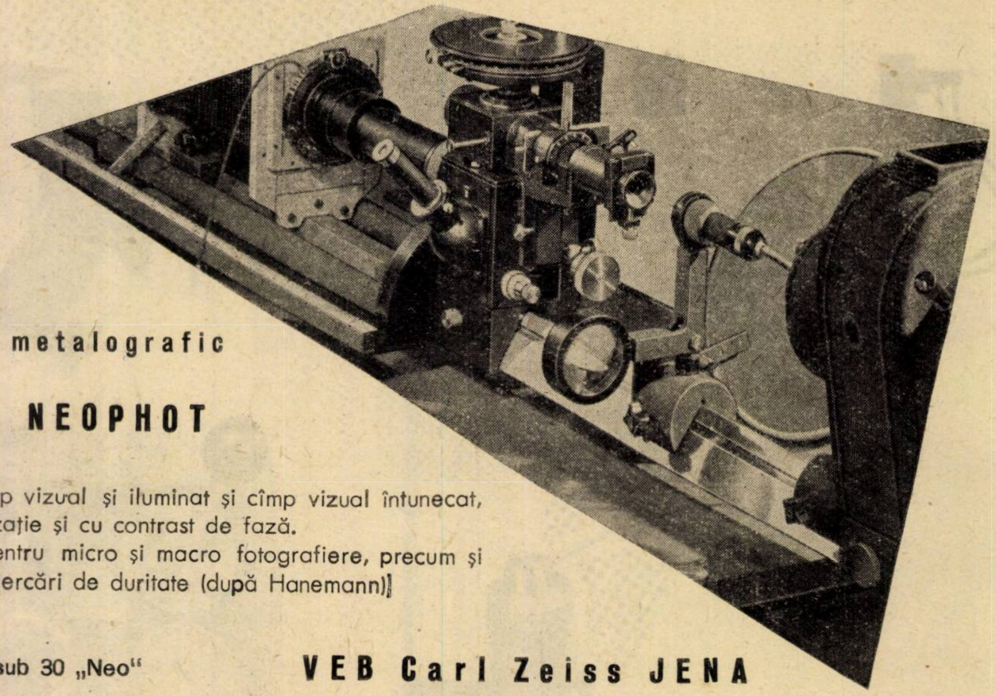
● Scule de broşare exterioară şi interioară ● Cuţite de tras ● Mandrină de forţă tip DFKK ● Cilindri pneumatici tip PZ, PZE, PZT ● Panou combinat de comandă tip St GK—62 ● Ventile de reducere a presiunii tip DMV—02 ● Robinete de comandă manuale cu patru căi tip StK—02 ● Robinete de comandă cu pedală cu patru căi tip STF—3 ● Alezoare reglabile cu cuţite oscilante ● Capete cu cuţite pentru danturi în arc de cerc ● Capete cu cuţite pentru danturi — convodie.

SWZ

FABRICA DE SCULE SPECIALE ZELLA-MEHLIS/THÜR

INFORMAŢII PENTRU EXPORT PRIN: **WMW**, ÎNTREPRINDERE DE COMERŢ EXTERIOR PENTRU MAŞINI-UNELTE • ARTICOLE METALICE • SCULE ● BERLIN—W 8, MOHRENSTRASSE, 60/61

REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ



CARL ZEISS JENA

Noul aparat metalografic

ZEISS NEOPHOT

Funcționează cu cîmp vizual și iluminat și cîmp vizual întunecat, precum și cu polarizație și cu contrast de fază.
Posedă dispozitiv pentru micro și macro fotografiere, precum și dispozitiv pentru încercări de duritate (după Hanemann)

Cereţi prospecte sub 30 „Neo“

VEB Carl Zeiss JENA

Curele „VOGTLAND“
- de mare randament pentru industrie și agricultură
- fără sfîrșit, țesute
- pentru ciocane matrițoare
- impregnate sau tratate cu policrorură de vinil
- de transmisie și benzi de transport de orice fel

TREUEN

VEB VOGTLÄND. BAUMWOLLWEBEREIEN
PLAUEN i. V.
WERK II, ABTL. RIEMENWEBEREI TREUEN i. V.
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

A apărut volumul X

din

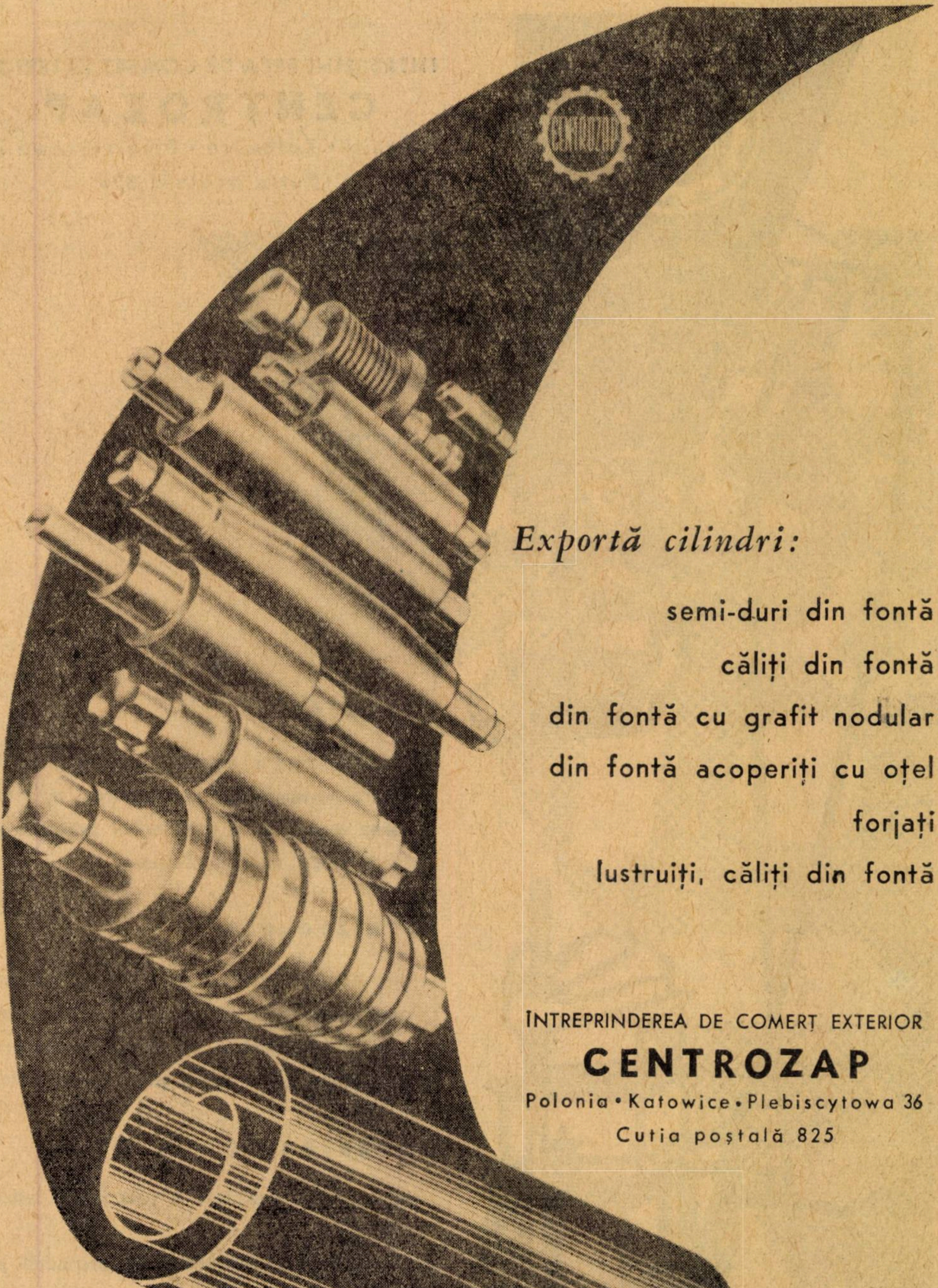
Lexiconul Tehnic Romîn

— ELABORARE NOUĂ —

Volumul conține termenii directori care încep cu litera **L—Mec**

Costul unui volum 100 lei

Vă puteți procura acest volum, ca și cele anterioare, la librării, difuzorii de cărți din întreprinderi și prin Editura Tehnică, București, str. Știrbey Vodă nr. 37.
Raionul 16 Februarie.



Exportă cilindri:

semi-duri din fontă

căliți din fontă

din fontă cu grafit nodular

din fontă acoperiți cu oțel

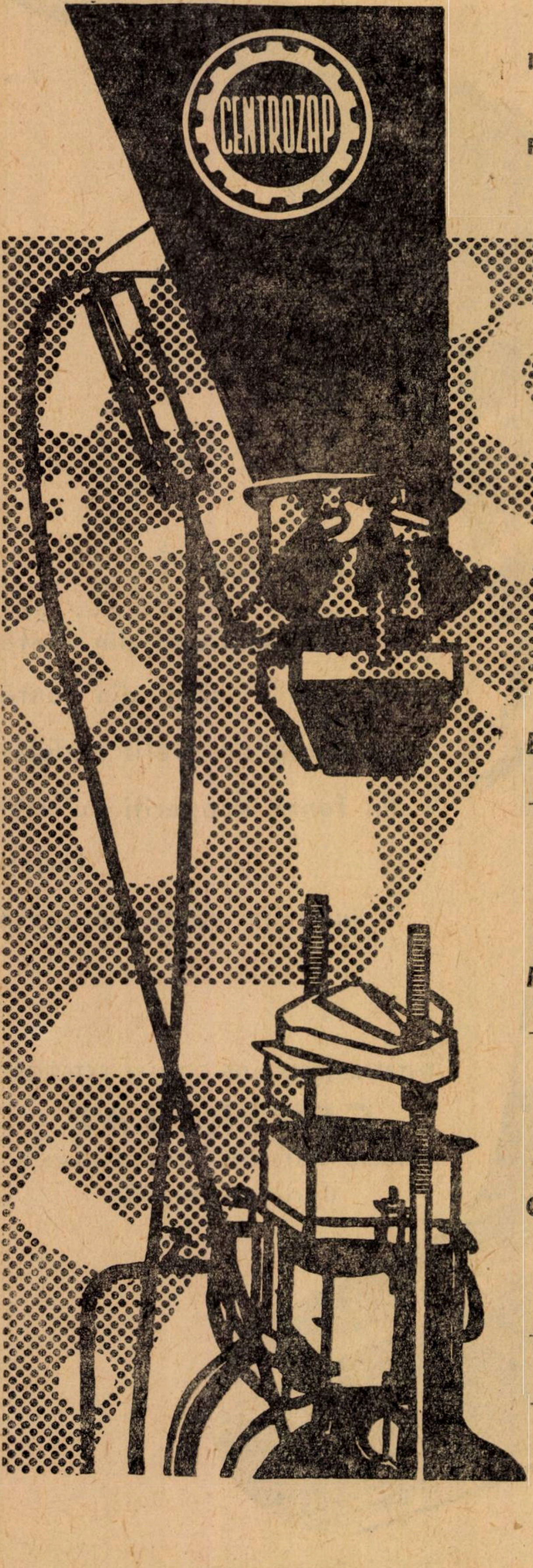
forjați

lustruiți, căliți din fontă

ÎNTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

Polonia • Katowice • Plebiscytowa 36
Cutia poștală 825



INTREPRINDEREA DE COMERȚ EXTERIOR

CENTROZAP

Polonia • Katowice • Plebiscytowa 36
Cutia poștală 825

Execută:

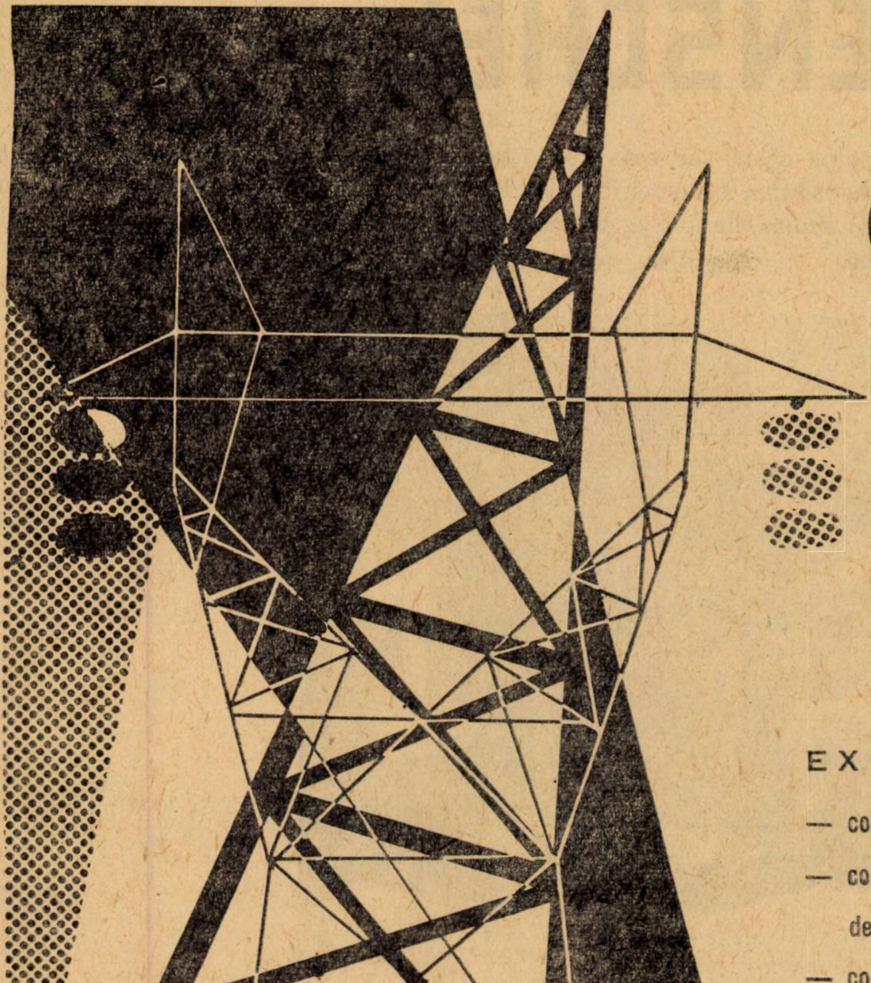
- proiecte pentru turnătorii noi complete și pentru mecanizarea, automatizarea, modernizarea și extinderea turnătoriilor existente de fontă, oțel și metale neferoase.

Furnizează:

- instalații complete. utilaje și mașini standard pentru turnătoriile diferitelor ramuri industriale (uzine de automobile, aparataj electric, articole sanitare, țevi pentru mașini agricole etc.).

Garantează:

mecanizarea completă a proceselor tehnologice
- automatizarea procesului de producție pe baza celor mai noi soluții
- indici tehnico-economici optimi.



EXPORTĂ:

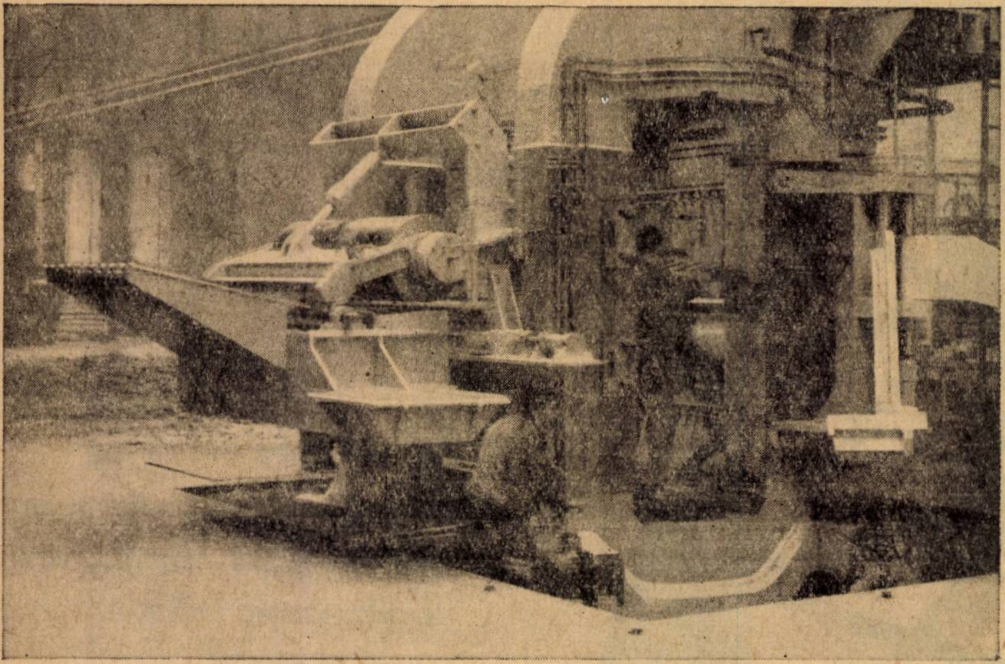
— construcţii metalice de orice fel ca:
— construcţii de hale industriale, stîlpi de înaltă tensiune, magazii etc.
— conducte de orice fel
— rezervoare.

ÎNTREPRINDEREA DE COMERŢ EXTERIOR
CENTROZAP
Polonia—Katowice—Plebiscytowa 36
Cutia poştală 825

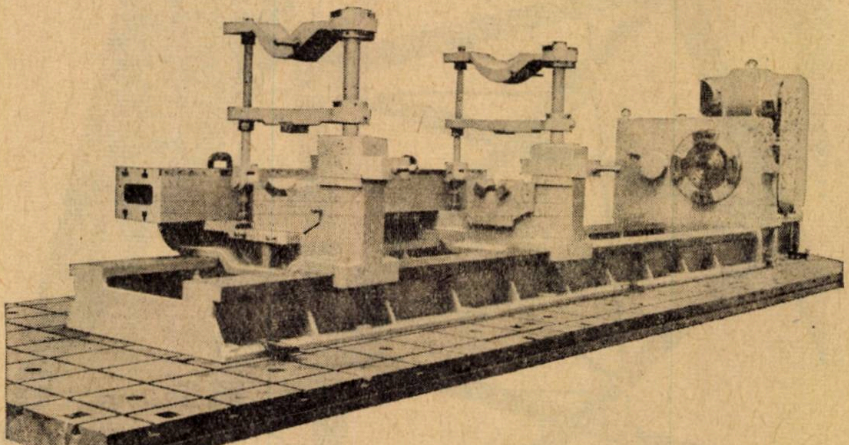
CENTROZAP

HENSCHEL

Capacitatea oţelăriilor este hotărîtoare pentru importanţa economică a unei ţări. Necesitatea considerabilă de oţel a timpurilor actuale pretinde metode de lucru rapide, raţionale şi economice, potrivite particularităţilor cerinţelor moderne.



HENSCHEL construieşte: laminoare, prese, instalaţii de apă caldă şi rece, instalaţii de decapare, prese mecanice şi hidraulice ca şi strunguri grele. De exemplu, această maşină construită de uzinele HENSCHEL prelucrează piese cu greutatea pînă la 12—15 t.



Cereţi informaţii tehnice detaliate la întreprinderea dv. de comerţ exterior sau direct la HENSCHEL-WERKE — societate pe acţiuni în Kassel.

HENSCHEL-WERKE

Aktiengesellschaft
Kassel
Bundesrepublik Deutschland

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Г. Ванчи: **Положение и значение механического и теоретического обогащения, а также непосредственного восстановления железных руд в развитии металлургической промышленности.**

В статье дается общее представление нынешнего положения и перспектив различных способов механического и термического обогащения железных руд, причем делается общий обзор различных новых экспериментальных способов, в связи с освоением этих руд иными методами помимо классической доменной печи.

Учитывая результаты, достигнутые в технике выработки чугуна в мировом плане, автор заключает, что доменная речь — показатели которой могут быть улучшены с помощью различных организационно-технических мероприятий, среди которых механическое и термическое обогащение играет существенную роль, — все еще останется в течение продолжительного времени наиболее экономичным и высокопроизводительным способом выработки чугуна.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 961 – 976

Н. Ятан: **Соображения в связи с качеством оборудования для отливки стальных слитков в РНР.**

В целях качественного улучшения оборудования для отливки стальных слитков, а также для направления исследований, приводятся данные полученные в результате наблюдения над производством и поведением в эксплуатации значительного числа изложниц и различных кранов.

В течение последних лет отмечается снижение удельного расхода изложниц (Хунедоарский металлургический комбинат — 15,09 кг/т; Решицкий металлургический комбинат 18,30 кг/г, параллельно с ростом удельного расхода разливочных кранов (Хунедоарский металлургический комбинат 8,15 кг/т).

В результате статистико-математической обработки полученных данных был установлен ряд соотношений между прочностью изложниц и их производственными и эксплуатационными факторами.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 976 – 983

К. Косма, А. Кундакжиан, Ф. Панаитеску, К. Матей, В. Неделкович: **Сталь 40С10 с микросплавом бора.**

Освещаются экспериментальные исследования, проведенные в целях качественного улучшения стали 40С10 с помощью, микросплава с бором.

На основе 14 плавок, выработанных в электропечи, мощностью 0,5 т, выпущенных в 2 ковша, — одна с бором, а другая без него, проведено сравнительное изучение закалочной способности, причем константировано, что в результате микросплава с бором (0,0003—0,005 % B) способность к закалке стали 40С10 увеличивается в 1,5—2 раза. Изучение механических характеристик стали с бором и без него показало, что отпуск стали для тех же значений сопротивления на разрыв (σ_r), остальные механические характеристики (σ_{02}, δ_5, φ, K) улучшаются для стали 40С10 с бором.

В основном отмечается повышение вязкости на 2 кгм/см^2, в связи с чем намечается возможность эффективного использования стали 40 С 10 с бором на производстве деталей большого сечения.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 984 – 987

Ион Сабо: **Прокатка с отрицательными допусками на заводе „Оцелул Рошу".**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 988 – 990

М. Испас: **Лабораторные установки для агломерирования железной руды**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 991 – 992

Ж. Якобеску: **Коррозия металлов и пленочная защита против нее.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 992 – 994

Машиностроение

К. Арама: **Исправление характеристики двигателей с наддувом и воспламенением от сжатия.**

Освещается вопрос исправления мощности двигателей (дизельных) с воспламенением от сжатия, с наддувом от компрессора выхлопными газами. Показано, что необходимо учесть способ регулировки двигателя (установление номинального режима) и установления заданного критерия ограничения, а также промежуточного охлаждения.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 995 – 997

А. Опран: **Соображения относительно расчета теоретического дебита шестереночных насосов.**

Дается анализ и расчет теоретического дебита шестереночных насосов, проведенные на основе комплексного изучения работы насосов этой конструкции, причем разработаны расчетные формулы для обычно встречаемых случаев. Вместе с тем приводятся результаты экспериментальной проверки расчетных уравнений.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11. 997 – 1004

И. Нан и *Р. Сусан*: **Новые данные в определении потерь и увеличении срока службы гидростатических агрегатов.**

В статье описывается метод, выявляющий математическим путем объемные и механические потери гидростатического агрегата. Далее представлены конструктивные мероприятия по улучшению смазки и, следовательно, по повышению срока службы сферического распределителя.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11. 1004 – 1014

Б. Горовиц и *В. Сафта*: **К вопросу исследования эффекта разгрузочных пазов и накатки на сопротивление на усталость путем вращательного изгиба нарезных деталей.**

Изучается эффект разгрузочных пазов и накатки роликами на сопротивление на усталость с помощью вращательного изгиба на нарезных образцах. Отмечается благоприятный эффект разгрузочных пазов на сопротивление на усталость нарезных деталей; в случае одновременного воздействия этих двух факуоров можно достигнуть коэффициента концентрации напряжений $k_\sigma = 1{,}21$. Эффект накатки является тем более благоприятным, чем больше концентрации напряжений.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11, 1014 – 1018

Ион Н. Марин: **Установление целесообразности капитального ремонта станков сравнительно с их модернизацией или заменой.**

После описания неудобств, связанных с произведением ремонта и ряда мероприятий, направленных на улучшение положения в этой области, излагаются критерии оценки физического и морального износа оборудования, причем разрабатывается формула общего износа, использованная в последующем для оценки целесообразности ремонта оборудования, исходящая от варианта, в котором модернизация оборудования сопоставляется с его заменой. Приводятся соответствующие примеры опеределения этой целесообразности.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, 1962, nr. 11. 1019 – 1026

И. Попинчану: **Пластмассовые зубчатые колеса.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1027 – 1033

Т. Сандулеску: **Определение расхода масла в двигателях внутреннего сгорания.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini **14** *(1962)* **nr.** *11, p.* 1033 – 1036

Документация 1037 – 1051

Рецензии 1051 – 1052

Информация 1052 – 1053

Обзор журналов 1054 – 1054

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Gh. Vanci : **Der Stand und die Bedeutung der physikalischen und thermischen Aufbereitung, sowie der direkten Reduktion der Eisenerze bei der Entwicklung der Verhüttungsindustrie.**

Der Aufsatz enthält eine allgemeine Darlegung des gegenwärtigen Standes und der Perspektiven verschiedener physikalischen und thermischen Aufbereitungsverfahren der Eisenerze. Gleichzeitig gibt der Aufsatz eine Allgemeinübersicht über verschiedene neue experimentelle Verfahren zur Verwertung der Eisenerze durch anderen Verfahren als das klassische Hochofenverfahren.

An Hand der von der Welttechnik erzielten Ergebnisse beim Erschmelzen des Roheisens, wird die Schlussfolgerung gezogen dass der Hochofen, dessen Kennziffern durch verschiedene technisch-organisatorischen Massnahmen (vor allem durch physikalische und thermische Aufbereitung) verbessert werden können, das wirtschaftlichste Verfahren ist und die höchste Roheisenproduktivität sichert.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 11, S. 961–976

N. Iatan : **Betrachtungen im Zusammenhang mit der Qualität der Ausrüstung für das Giessen der Stahlblöcke in der RPR.**

— Zwecks Qualitätsverbesserung der Ausrüstung für das Giessen der Stahlblöcke und zwecks Orientierung der Untersuchungen, werden im Aufsatz Kenndaten zur kontinuierlichen Kontrolle der Herstellung und der Betriebsweise einer grösseren Anzahl von Blockkokillen und Giessplattformen angegeben. Ferner wird festgestellt, dass in den letzten Jahren der spezifische Verbrauch von Blockkokillen gesunken ist (Verhüttungskombinat Hunedoara — 15,09 kg/t; Verhüttungskombinat Reşiţa — 18,30 kg/t), gleichzeitig ist der spezifische Verbrauch von Giessplattformen gestiegen (Verhüttungskombinat Hunedoara — 8,15 kg/t).

Durch die statistisch-mathematische Bearbeitung dieser Kennziffern werden einige Beziehungen zwischen der Festigkeit der Blockkokillen und deren Herstellungsfaktoren ermittelt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 976–983

D. Cosma, A. Kundacgian, F. Panaitescu, C. Matei, V. Nedelcovici : **Mit Bor angereicherter Stahl 40 C 10.**

— Die Verfasser beschreiben verschiedene experimentelle Untersuchungen für die Qualitätsverbesserung des 40 C 10 -Stahls, durch die Anreicherung mit Bor. Auf Grund von 11 im 0,5 t -Elektroofen erschmolzenen Proben, die in je zwei Giesspfannen (eine mit Bor und andere ohne) vergossen wurden, wird vergleichsweise die Härtungsfähigkeit studiert und festgestellt dass, durch die Anreicherung mit Bor (0,0003–0,005 % B) die Härtungsfähigkeit des 40 C 10-Stahls um das 1,5-fache bis auf das doppelte ansteigt. Das Studium der mechanischen Kenndaten des Stahls mit oder ohne Borzusatz ergab dass, bei der Wiederbringung des Stahls zu gleichen Kennziffer der Zerreissfestigkeit (φ_r) die anderen mechanischen Kennziffern ($\sigma_{0,2}$, δ_5, φ K) beim 40 C 10-Stahl mit Borzusatz verbessert werden. Es wird vor allem eine Steigerung der Zerreissfestigkeit mit 2 kg/cm^2 festgestellt, somit ergibt sich die Möglichkeit der wirtschaftlichen Anwendung des 40 C 10-Stahls mit Borzusatz beim Herstellen der Werkstücke mit grossen Sektionen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 984–988

Ion Sabo : **Das Walzen mit negativen Toleranzen bei dem „Oţelul Roşu"-Werk.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 988–990

M. Ispas : **Laboranlagen für die Sinterung der Eisenerze.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 991–992

J. Iacobescu : **Die Korrosion der Metalle und der Korrosionschutz durch Überzüge.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 992–994

Maschinenbau

C. Aramă : **Die Korrektur der Kennziffern bei Dieselmotoren mit zusätzlicher Speisung.**

— Im Aufsatz wird das Problem der Verbesserung der Leistung der Dieselmotoren behandelt, die durch Turbogebläse mit Auspuffgasen zusätzlich gespeist werden. Ferner wird gezeigt wie die Festlegung der nominalen Betriebsfunktion, die Festlegung des entsprechenden Begrenz-Kriteriums sowie der Zwischenhühlung erfolgte.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 995–997

A. Oprean : **Betrachtungen hinsichtlich der Berechnung des theoretischen Wirkungsgrades der Zahnradpumpen.**

— Auf Grund eines komplexen Studiums der Betriebsfunktion, wird die Analyse und die Berechnung des theoretischen Wirkungsgrades der Zahnradpumpen dargelegt, wobei die Berechnungsformeln für die am meisten anzutreffenden Fälle ausgearbeitet werden.

Ferner werden die Ergebnisse der experimentellen Überprüfung der Berechnungsverhältnisse dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 997–1004

I. Nan und *R. Susan* : **Aspekte der Ermittelung der Verluste und die Verlängerung der Betriebsdauer der hydrostatischen Pumpen oder Motoren.**

Der Aufsatz enthält ein Berechnungsverfahren zur Ermittelung der volumetrischen und mechanischen Verluste bei einem hydrostatischen Aggregat.

Ferner werden die Massnahmen zur Verbesserung der Schmierung das heisst zur Verlängerung der Betriebsdauer eines Verteilbockes dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 1004–1014

B. Horovitz und *V. Safta* : **Beiträge zur Untersuchung der Wirkung einiger Entlastungsnuten und der Rollenwälzung auf die Ermüdungsfestigkeit der Gewindeteile durch Drehstauchung.**

— Im Aufsatz wird die Wirkung der Entlastungsnuten und der Rollenwälzung auf die Ermüdungsfestigkeit durch Drehstauchung an Hand von Gewindeprobekörpern untersucht. Ferner wird die Bedeutung der Entlastungsnuten und des Rollens auf die Ermüdungsfestigkeit der Gewindeteile unterstrichen; im Falle diese beide Faktoren gleichzeitig wirken, kann man ein Konzentrationskoeffizient der Spannungen $k_\sigma = 1,21$ erzielt werden.

Die Wirkung des Rollens ist umso günstiger je grösser die Spannungskonzentration ist.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 1014–1018

◆ *I. N. Marin* : **Die Festlegung der Oportunität der Generalreparaturen der Maschinen im Vergleich zu deren Modernisierung oder Neuanschaffungen.**

— Nach einer kurzen Darlegung der Nachteile der Reparaturen und einiger Massnahmen zur Verbesserung der diesbezüglichen Lage, werden die Bestimmungskriterien der physischen und moralischen Abnutzung der Ausrüstungen angeführt und die Formel der Totalabnutzug ausgearbeitet die, nachträglich zur Festlegung der für die Ausführungsoportunität der Ausbesserungen, an den Ausrüstungen angewandt wird ,wobei die Modernisierung der Ausrüstung oder ihre Erneuerung erwogen werden. Der Aufsatz enthält ferner Beispiele für die Festlegung dieser Oportunität.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 1019–1026

N. Popinceanu : **Zahnräder aus Kunststoff.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 1027–1033

T. Săndulescu : **Die Bestimmung des Ölverbrauchs durch Verbrennen bei Brennkraftmotoren.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), H. 11, S. 1033–1036

Dokumentation 1037–1051
Buchbesprechungen 1051–1052
Informationen 1052–1053
Zeitschriftenschau 1053–1054

SOMMAIRE

Métallurgie

Gh. Vanci : **Le stade et l'importance de la préparation mécanique et thermique ainsi que de la réduction directe des minerais de fer, dans le développement de l'industrie sidérurgique.**

L'article contient une présentation générale du stade actuel et des perspectives des différents procédés de préparation mécanique et thermique des minerais de fer. L'auteur donne une vue d'ensemble des procédés nouveaux, expérimentaux, de mise en valeur des minerais par d'autres procédés que le haut fourneau classique.

Les résultats obtenus dans la technique mondiale d'élaboration de la fonte ont permis de conclure que les fourneaux dont les indices sont susceptibles d'être encore améliorés par l'application de différentes mesures techniques et d'organisation, où la préparation mécanique et thermique joue un rôle essentiel, continuent de rester pour une très longue période le procédé le plus économique et productif dans l'élaboration de la fonte.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 11, p. 951–976

N. Ialan : **Quelques considérations sur la qualité de l'outillage utilisé pour la coulée des lingots d'acier, dans la R.P.R.**

En vue d'améliorer la qualité de l'outillage utilisé pour la coulée des lingots d'acier et de fournir des éléments d'orientation aux recherches, on présente certaines données sur la fabrication et le comportement à l'exploitation d'un grand nombre de lingotières et de ponts de coulée.

On a constaté au cours des dernières années une diminution de la consommation spécifique des lingotières (Combinat Sidérugique de Hunedoara — 15,09 kg/t ; Combinat Sidérurgique de Reșița — 18,30 kg/t), accompagnée de l'augmentation de la consommation spécifique des ponts de coulée (Combinat Sidérurgique de Hunedoara — 8,15 kg/t).

L'analyse statistique et mathématique des données recueillies a permis de déterminer certaines corrélations entre la durabilité des lingotières et leurs facteurs de fabrication et d'exploitation.

*Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p.*976–983

D. Cosma, A. Kundacqian, F. Panaitescu, C. Matei, V. Nedelcovici : **L'acier 40 C 10 microallié avec du bore.**

Les auteurs présentent des essais expérimentaux relatifs à l'amélioration de la trempabilité de l'acier 40 C 10 par le microalliage avec du bore.

Un nombre de 14 charges élaborées dans un four électrique de 0,5 t et évacuées dans deux poches, une avec bore et l'autre sans bore, ont servi à l'étude comparative de la trempabilité, qui a permis de constater que, grâce au microalliage avec du bore (0,0003–0,005 % B), la trempabilité de l'acier 40 C 10 devient 1,5–2 fois supérieure. L'étude des caractéristiques mécaniques des aciers contenant ou ne contenant pas du bore a indiqué que, lors du revenu des aciers, pour les mêmes valeurs des résistances à la rupture (σ_r), les autres caractéristiques mécaniques ($\sigma_{0,2}$, δ_5, φ, k) s'améliorent dans le cas de l'acier 40 C 10 avec du bore.

On remarque notamment une augmentation de la résilience de 2 kgm/cm² et, par conséquent, on prévoit la possibilité de l'utilisation efficiente de l'acier 40 C 10 avec du bore, dans la fabrication des pièces à grandes sections.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 984–988

Ion Sabo : **Le laminage avec des tolérances négatives à l'Usine „Oțelul Roșu".**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 988–990

M. Ispas : **Installations de laboratoire pour la concrétion du minerai de fer.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 991–992

J. Iacobescu : **La corrosion des métaux et la protection pelliculogène contre la corrosion.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 992–994

Constructions mécaniques

C. Aramă : **La correction des caractéristiques des moteurs suralimentés à allumage par compression.**

L'auteur discute le problème de la correction de la puissance des moteurs à allumage par compression (Diesel), suralimentés par des turbosoufflantes avec des gaz d'évacuation. Il fait ressortir qu'il est nécessaire de tenir compte de la manière dont s'est effectuée la nominalisation du moteur (l'établissement du régime nominal), l'établissement du criterium de limitation imposé, ainsi que le refroidissement intermédiaire.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 995–997

A. Oprean. **Considérations sur le calcul du débit théorique des pompes aux roues dentées.**

On présente l'analyse et le calcul du débit théorique des pompes aux roues dentées, à la lumière d'une étude complexe du fonctionnement de ces pompes, tout en élaborandes formules de calcul pour les cas usuels. On présente également les résultats de la vérification expérimentale des relations de calcul.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 997–1004

I. Nan et *R. Susan.* **Aspects nouveaux concernant l'appréciation des pertes et l'augmentation de la durée de vie des agrégats hydrostatiques.**

L'article présente une méthode de mettre en évidence par voie mathématique les pertes volumétriques et mécaniques chez un agrégat hydrostatique. On discute également les mesures constructives destinées à améliorer le graissage et par conséquent, prolonger la vie du distributeur.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 1004–1014

B. Horovitz et *V. Safta.* **Contribution à l'étude de l'effet de certaines encoches de déchargement et du roulage sur la résistance à la fatigue dûe à la flexion rotative des pièces filetées.**

On étudie sur des éprouvettes l'effet des encoches de déchargement et du roulage sur la résistance à la fatigue dûe à la flexion rotative. On indique l'effet favorable des encoches de déchargement et du roulage sur la résistance à la fatigue des pièces filetées ; dans le cas de l'action simultanée de ces deux facteurs, on peut obtenir un coefficient de concentration des tensions $k_\sigma = 1,21$. L'effet du roulage est d'autant plus favorable que la concentration des tensions est plus élevée

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 1014–1018

I. N. Marin. **La détermination de l'opportunité des réparations capitales des machines, par rapport à leur modernisation ou remplacement.**

Après avoir présenté les inconvénients de l'exécution des réparations et indiqué certaines mesures destinées à améliorer la situation dans ce domaine, on expose les critériums d'appréciation de l'usure physique et morale des outillages et on élabore la formule de l'usure totale, utilisée ensuite pour établir l'opportunité de l'exécution de la réparation des outillages, appréciée aussi en fonction de l'alternative : modernisation de l'outillage ou son remplacement. La manière d'établir cette opportunité est illustrée par quelques exemples.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 1019–1026

N. Popinceanu : **Roues dentées confectionnées en matières plastiques.**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 1027–1033

T. Săndulescu : **La détermination de la consommation d'huile par combustion, dans les moteurs à combustion interne**

Metalurgia și Construcția de Mașini 14, (1962), nr. 11, p. 1033–1036

Documentation 1037–1051
Chronique 1051–1052
Informations 1052–1053
Revue des revues 1053–1054

CONTENTS

Metallurgy

Gh. Vanci : **The stage and importance of the mechanical and thermic dressing as well as of the direct reduction of iron ores for the development of our siderurgical industry.**

A general presentation of the present stage and prospects of different mechanical and thermic dressing techniques of iron ores as well as a general outlook on different modern experimental procedures concerning the valorization of ores by other means than the classical furnace.

From the results obtained all over the world in the field of pig iron elaborating, it is concluded that furnaces whose indexes are liable to further improvements by means of different technical and organizational steps (the mechanical and thermic dressing playing an essential part), are likable to remain for a long period the most economical and productive means in pig iron elaborating.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 961–976

N. Iatan: **Some considerations on the quality of the equipment used for casting steel ingots in the R.P.R.**

In order to improve the quality of the equipment used for casting steel ingots some data are given concerning the manufacture and working behaviour of a large number of ingots and foundry platforms.

The specific consumption of ingot moulds was found to decrease over the last few years (Hunedoara Siderurgical Aggregate Works — 15.09 kg/t; Reshitza Siderurgical Aggregate Works — 18.30 kg/t), whereas the specific consumption increased with foundry platforms (Hunedoara Siderurgical Aggregate Works — 8.15 kg/t).

Some correlations between the durability of ingot moulds and several manufacture and exploitation factors have been determined by the statistical and mathematical processing of the data obtained.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 976–983

D. Cosma, A. Kundacgian, F. Panaitescu, C. Matei, V. Nedelcovici : **A 40 C 10 steel microalloyed with boron.**

On the basis of 14 charges elaborated in a 0.5 t — electric furnace and evacuated in two pots, one with boron and the other boronless, a comparative study has been carried out on the capacity for hardening. It was found that with 40 C 10 steel this capacity becomes 1.5—2 times higher when microalloyed with boron (0.0003—0.005 % B). The study of the mechanical characteristics of steels with or without boron has shown that on tempering for the same values of breaking resistances (σ_r), the other mechanical caracteristics ($\sigma_{0,2}$, δ_5, φ, k) improve in the case of the boron containing 40 C 10 steel. Particularly an increase of resilience by 2 kgm/sq cm was recorded revealing the possibility of an efficient use of boron containing 40 C 10 steel in manufacturing pieces with large sections.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 984–988

Ion Sabo : **Rolling with negative tolerances at the „Oţelul Roşu" — Works.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 988–991

M. Ispas : **Laboratory installations for the agglutination of iron ores.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 991–992

J. Iacobescu : **The metal corrosion and the pelliculogenous protection against corrosion.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 992–994

Machine building

C. Aramă : **Correcting the characteristics of supercharged engines with compression ignition.**

The author discusses the problem of correcting the power of compression ignition (Diesel) engines supercharged with evacuation gases through turbo blowers. The necessity is emphasized of taking into account the way in which the motor has been r. ted (establishment of the nominal regime), establishment of the limitation criterium imposed as well as of the intermediary cooling.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 995–997

A. Oprean : **Some considerations concerning the calculus of the theoretical flow in tooth wheeled pumps.**

Based on a complex study of the functioning of these pumps, the author presents the analysis and calculus of the theoretical flow in tooth wheeled pumps. Some calculus formula have been elaborated for usual cases. The results are also given of the experimental check of calculus relations.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 997–1004

S. Nan and *R. Susan* : **Some new aspects concerning the loss estimation and the extension of life in hydrostatic pumps or motors.**

This paper describes a method of determining by mathematical means the volumetric and mechanical losses in a hydrostatic pump or motor. The constructive measures likable to improve the lubrication and thus prolonging the life in a spherical distribution block are also discussed.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1004–1014

B. Herovitz and *V. Safta* : **A contribution to the study of the effect of discharging slots and rolling on the fatigue resistance due to rotative flexion of screw cut pieces.**

The effect of discharging slots and rolling on fatigue resistance due to rotative flexion is studied on screw cut test pieces. The favourable effects of the discharging slots and rolling on the fatigue resistance in screw cut pieces is pointed out. A tension concentration coefficient of $K_\sigma = 1.21$ may be obtained in the case of the simultaneous action of these two factors. The favorable effect of rolling increases with tension concentration.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1014–1018

I. N. Marin : **Establishing the opportuneness of capital repairs of machines as an alternative for their modernization or substitution.**

After presenting the drawbacks involved by the performance of repairs and suggesting some measures meant to improve the situation, the author exposes several criteria for estimating the physical and moral wear of the equipment. He elaborates the formula of the total wear which is then used for establishing the opportuneness of repairs taking also into account the possibilities of modernizing or replacing the equipment. Some practical examples are included.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1019–1026

N. Popinceanu : **Toothed wheels made of plastics.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1027–1033

T. Sădulescu : **Determining the oil consumption by combustion in internal combustion engines.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 11, p. 1033–1036

Documentation 1037—1051
Reviews 1051—1052
Informations 1052—1053
Periodical Review 1053—1054

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1963

Instalația de foraj structural

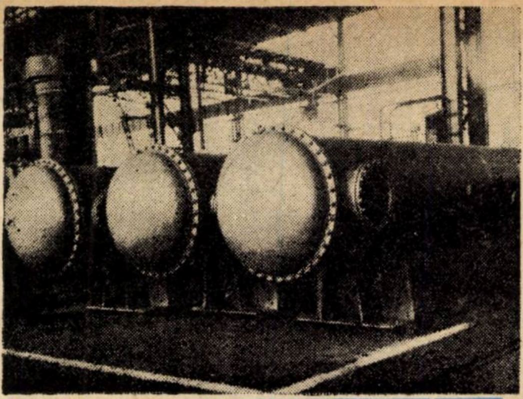
S 25

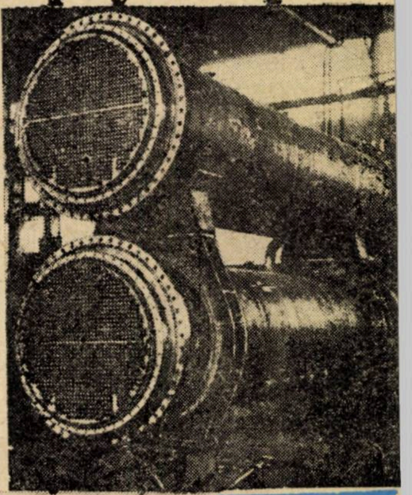
UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.



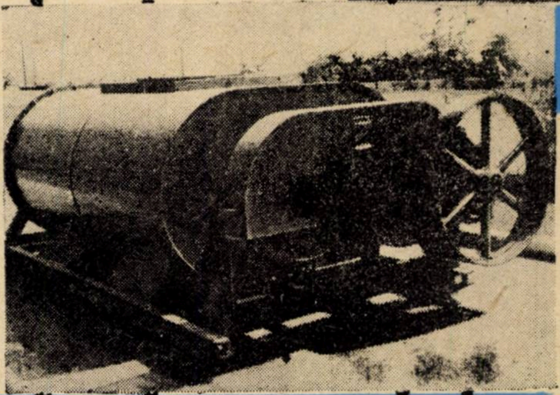


EXECUTĂ

Utilaj pentru industria chimică şi rafinării, care lucrează la presiuni şi temperaturi ridicate: schimbătoare de căldură, evaporatoare, coloane de diferite tipuri etc.

Utilaj pentru instalaţiile de foraj la mare adîncime: malaxoare de argilă, instalaţii de combustibil şi ulei etc.

Rulmenţi pentru industria petrolieră şi industria grea, de 80—800 mm diametru, de tipurile radiali cu role cilindrice, radiali oscilanţi, axiali cu bile şi axiali oscilanţi



UZINA DE UTILAJ
CHIMIC ŞI PETROLIER
Nr. 2 PLOIEŞTI

STR. DEPOULUI 16
TEL. 1711 — 1712

E 1431

R

REFERATE

metalurgia şi construcţia de maşini

12

DIN CUPRINS:

I. BARBU şi I. ŞTEFĂNESCU: 100 de ani de la pornirea primei cocserii în ţara noastră.

P. ILIESCU, C. RIZESCU şi V. URSU: Observaţii asupra tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelurilor rapide.

P. VEZEANU: Amplasarea optimă a cazanului recuperator în cazul preîncălzirii aerului în două trepte, la un cuptor Martin.

C. WANYOREK: Solidificarea sistemului piesă-maselotă (II).

N. DRĂGAN: Asupra unor avantaje şi posibilităţi de aplicare a tratamentelor termice izoterme.

N. DRĂGHICI: Fabricarea oţelului semicalmat la uzina „Oţelul roşu".

I. FRANŢIU: Măsurarea directă şi operativă a pierderilor de fier ale benzilor înguste de tablă din oţel silicios trafo şi dinamo.

B. GRÜNWALD şi T. DUDAŞ: Posibilităţi de mărire a eficacităţii economice a motorului Diesel de locomotivă.

V. CRISTEA: Cuplaje pneumatice cu burduf.

A. PAVEL: Calculul îmbinărilor în flanşe supuse acţiunii momentelor încovoietoare.

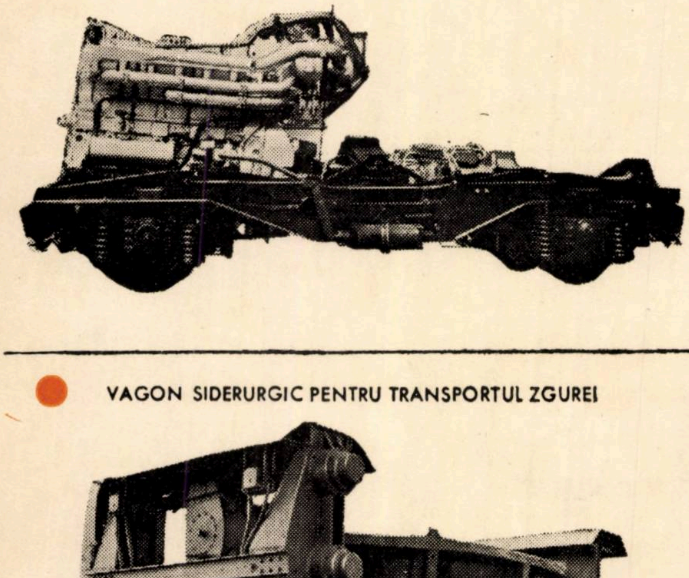
I. T. ECHIM: Tehnologia de montare şi sudare a rezervoarelor sferice cu diametrul pînă la 20 m, de 500 şi 200 m³ şi 7 at presiune de regim.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini • Bucureşti • Anul XIV • Nr. 12 • decembrie 1962

UZINELE 23 AUGUST

BUCURESTI execută

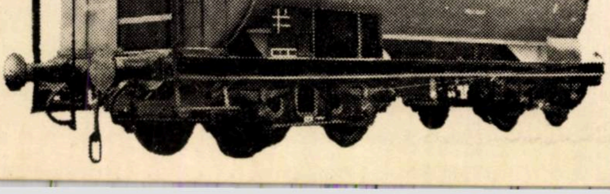
● BOGHIU DE AUTOMOTOR CU ECHIPAMENT DIESEL HIDRAULIC DE 600 CP



● LOCOMOTIVĂ DIESEL DE 120 CP PENTRU ECARTAMENT DE 760

● VAGON SIDERURGIC PENTRU TRANSPORTUL ZGUREI

● VAGON CISTERNĂ DE 50 t



Agregate şi aparataje pentru industria chimică
Agregate şi utilaje pentru industria siderurgică
Motoare Diesel de la 100 la 1 000 CP
Linii de ciment de 800 şi 1 200 t/zi
Material rulant
Locomotive de manevră pentru cale normală
Automotoare de mare viteză şi capacitate
Vagoane cisternă de mare capacitate
Vagoane speciale pentru siderurgie
Frîne cu aer comprimat pentru material rulant

TURNĂTORII SI OTELĂRII

Piese turnate din oţel pînă la 25 t/bucată
Piese turnate din oţel manganos
Piese turnate din fontă
Piese forjate liber
Piese matriţate
Oţeluri aliate de construcţii
Oţeluri de scule aliate şi rapide

metalurgia și construcția de mașini

ORGAN AL MINISTERULUI METALURGIEI ȘI CONSTRUCȚIILOR DE MAȘINI
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN R.P.R.
ANUL XIV, DECEMBRIE 1962, Nr. 12

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS 1883

CUPRINS

Metalurgia

CZ 662,74 : 668.7

Ilie Barbu și *Ioan Ștefănescu* : **100 de ani de la pornirea primei cocserii din țara noastră.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1051 – 1056

CZ 669.14.018.252.3

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu și *Vasile Ursu* : **Observații asupra tehnologiei de elaborare și turnare a oțelurilor rapide.**

Se arată procesul tehnologic de elaborare și turnare a oțelului rapid, menționîndu-se și defectele ce apar în oțelul produs în condițiile concrete din uzină. Pe baza datelor din literatură, a observațiilor și încercărilor practice se analizează factorii ce influențează calitatea oțelului, în special segregația carbidică considerată cel mai reprezentativ criteriu de apreciere a calității. Se indică căile tehnologice noi prin care se urmărește eliminarea deficiențelor semnalate.

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1057 – 1065

CZ 669.183.21 : 621.18 – 681 : 662.992

Petre Vezeanu : **Amplasarea optimă a cazanului recuperator în cazul preîncălzirii aerului în două trepte la un cuptor Martin.**

Se analizează avantajele economice pe care le prezintă soluția intercalării cazanului recuperator între treptele de preîncălzire a aerului la un cuptor Martin. Amplasarea optimă, din punct de vedere termic, a cazanului recuperator se stabilește cu ajutorul unei metode grafoanalitice.

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1065 – 1068

CZ 621.746.628.001.5

Constantin Wanyorek : **Contribuții la studiul solidificării sistemului piesă-maselotă (II).**

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1068 – 1076

CZ 621.785

Nicolae Drăgan : **Asupra unor avantaje și posibilități de aplicare a tratamentelor termice izoterme.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1077 – 1083

CZ 669.141.241.3

Nicolaie Drăghici : **Fabricarea oțelului semicalmat la Uzina „Oțelul roșu".**

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1084 – 1087

CZ 669.14.018.583 – 418 : 621.317.43

Ion Franțiu : **Măsurarea directă și operativă a pierderilor în fier ale benzilor înguste de tablă din oțel silicios trafo și dinamo.**

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1088 – 1091

Construcția de mașini

CZ 625.282.036.18 – 843.6 : 621.436.018.3

B. Grünwald și *Tr. Dudaș* : **Posibilități de mărire a eficacității economice a motorului Diesel pentru locomotive.**

În articol se pun în evidență – prin analiza prețului de cost al energiei produse de motor – principalii factori de care depinde economicitatea motorului cu aprindere prin comprimare, destinat tracțiunii pe calea ferată. Se stabilesc căile cele mai eficiente prin care se poate obține o sporire sensibilă a eficacității economice a motorului, se analizează posibilitățile de reducere a cheltuielilor pentru combustibil și a celor pentru reparații prin mărirea duratei de viață a organelor motorului și prevenirea eventualelor defecțiuni și avarii.

Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962) nr. 12. p. 1092 – 1099

CZ 621.838.5

V. Cristea : **Cuplaje pneumatice cu burduf.**

În articol se prezintă caracteristicile tehnice ale cuplajelor pneumatice cu burduf utilizate pe scară largă în cadrul instalațiilor de foraj fabricate în R.P.R. Se scot în evidență avantajele și dezavantajele acestor cuplaje și se arată condițiile corespunzătoare de montaj și întreținere.

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1099 – 1106

CZ 621.643.412.001.24

A. Pavel : **Calculul îmbinărilor în flanșe supuse acțiunii momentelor încovoietoare.**

În articol este prezentată o metodă de calcul a îmbinărilor în flanșe supuse acțiunii momentelor încovoietoare exterioare, generate în serviciu de către șuruburi și de către presiunea interioară uniform distribuită în recipient. Metoda se extinde și asupra îmbinărilor în flanșe ale unei mantale (capac) sferice. Pe baza rezultatelor cercetărilor teoretice și experimentale sînt indicate și unele măsuri constructive-tehnologice, care trebuie luate pentru a se micșora efectul acțiunii momentelor încovoietoare exterioare și pentru a se reduce greutatea îmbinărilor în flanșe.

Metalurgia și Construcția de Mașini, 14 (1962), nr. 12, p. 1106 – 1111

CZ 621.64.002.72

I. T. Echim : **Tehnologia de montare și sudare a rezervoarelor sferice cu diametru pînă la 20 m, de 500 și 200 m^3 și 7 at presiune de regim.**

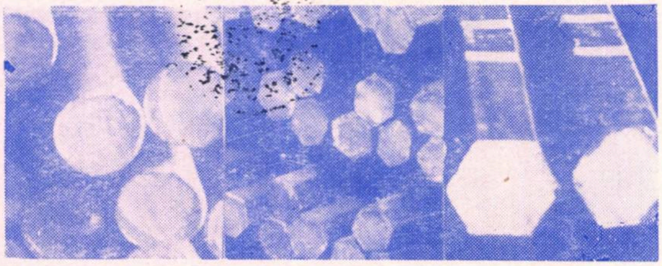
Metalurgia și Construcția de Mașini 14 (1962), nr. 12. p. 1112 – 1120

Invenții — inovații 1121 – 1123
Documentare 1123 – 1135
Recenzii 1135 – 1137
Cronică 1137 – 1139
Informații 1139 – 1140
Index alfabetic 1141 – 1145

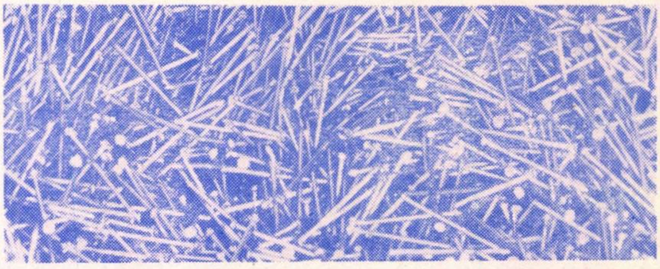
COMITETUL DE REDACȚIE

Prof. ing. **C. Aramă** ; ing. **D. Bărbulescu** ; ing. **Gh. Bîrsan-Pipu** ; prof. ing. **E. Botez** ; conf. ing. **D. Briscan** ; ing. **O. Bublic** ; ing. **V. Călinescu** ; ing. **I. Cheșa** ; ing. **M. Costescu** ; ing. **P. Deac** ; ing. **I. Dinu** ; ing. **M. Drăgulin** ; conf. ing. **Z. Duca** ; ing. **T. Florea** ; prof. ing. **S. Gîdea** ; ing. **I. Hoblea** ; conf. ing. **B. Horovitz** ; ing. **A. Kaflikievici** ; ing. **C. Lazăr** ; ing. **R. Manoliu** ; ing. **R. Miclea** ; ing. **C. Mitrescu** ; ing. **N. Murguleț** ; **Gh. Nestorescu** ; ing. **I. Nisipeanu** ; ing. **I. Petrec** ; ing. **Gh. Pițulescu** ; ing. **I. Pîrvu** ; ing. **S. Pop** ; ing. **Gh. Rădulescu** ; ing. **C. Roșca** ; ing. **T. Seceleanu** ; ing. **L. Sofroni**, candidat în științe tehnice – redactor responsabil ; ing. **O. Sorian** ; ing. **A. Șerban** ; ing. **V. Șerbănescu** ; ing. **C. Ștefănescu** ; ing. **Gh. Vasilescu**.

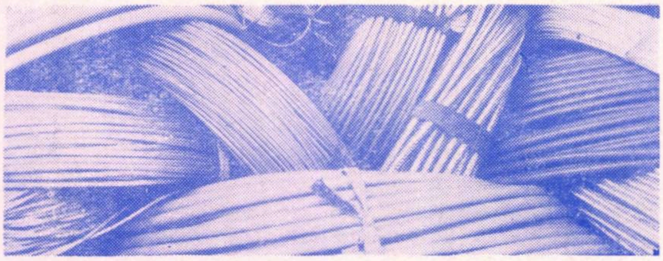
PRODUSE METALURGICE



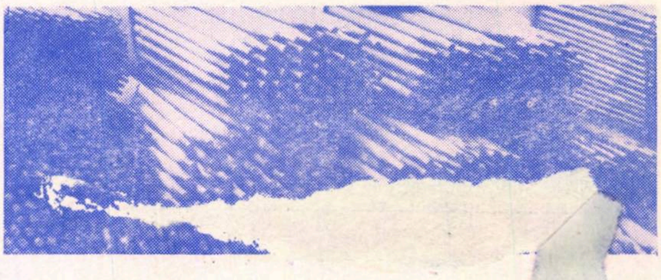
Laminate • profile uşoare şi mijlocii din oţeluri de carbon şi aliate, de construcţii, de scule şi speciale. **Bare trase** • rotunde, dreptunghiulare, pătrate şi hexagonale din oţeluri carbon, de calitate şi aliate.



Cuie • de construcţie, tapiţerie şi ţintărie din sîrme de fier • cuie spintecate • din cupru şi alamă pentru scopuri speciale.



Sîrme de bobinaj • din cupru cu mătase şi bumbac. **Conducte şi cabluri electrice izolate în cauciuc şi PCV** • **Bandă izolatoare.**



Electrozi de sudură • înveliţi, pentru sudură electrică, de diferite calităţi, pentru sudarea oţelurilor de construcţii obişnuite, greu sudabile, rezistente la uzură şi fonte.

Arcuri de tapiţerie • arcuri spirale [illegible] nă de oţel cuprată • arcuri plate pentru scaune.

Sîrme trase feroase • din oţeluri carbon şi aliate şi din oţel moale pentru diferite întrebuinţări. **Sîrme trase neferoase** • din cupru, şi din alamă. **Sîrme zincate** • din oţel, pentru transport de energie electrică, funii de tracţiune şi taloane.

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII • STR. MALINOVSKI Nr. 133 • TELEFON: 2, 9, 14 şi 32 • REG. CLUJ

Metalurgia

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CZ 662.74 : 668.7

100 de ani de la pornirea primei cocserii în țara noastră

Ing. ILIE BARBU și ing. IOAN ȘTEFĂNESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Anul acesta se împlinesc 100 de ani de existență a industriei cocsochimice din țara noastră. Strîns legată de dezvoltarea industriei miniere și metalurgice, producția de cocs în cuptoare orizontale a început în anul 1862, în Banat.

După eliberarea Banatului de sub ocupația turcească, în anul 1716 se reorganizează industria minieră-metalurgică din localitățile Bocșa, Oravița, Moldova și Sasca. Astfel, în anul 1718 se ridică primul furnal la Oravița, iar un an mai tîrziu se construiesc la Bocșa, pe locul denumit Alt-Werk lîngă Berzava, un furnal și o topitorie. După trei ani, din cauza inundațiilor Berzavei, uzina este mutată tot la Bocșa, însă pe alt amplasament, denumit pe atunci Neu-Werk.

În anul 1723 se construiește un nou furnal la Dognecea, iar la 3 iulie 1771 sînt date în exploatare două furnale la Reșița. Pentru a asigura funcționarea acestor furnale, se obține combustibilul necesar uzinelor, prin mangalizarea lemnului în bocșe.

Datorită faptului că transportul lemnului și al mangalului ridica greutăți mari, administrația, ca suzerană feudală a regiunii, obligă populația locală să transporte lemnele necesare. Totuși folosirea lemnelor nu era rentabilă nici pe această cale. De aceea, au început să se intensifice cercetările pentru descoperirea resurselor de cărbuni descoperindu-se în anul 1780, în regiune, mina de cărbuni de la Doman.

Începînd din anul 1816 se fac încercări de întrebuințare a cărbunilor și la elaborarea fontei. Încercările respective au fost apoi abandonate și abia după anul 1846 s-a reușit să se introducă cărbunele în procesul de obținere a fierului. Cărbunele pentru elaborarea fierului era cocsificat, începînd din anul 1827 în bocșe, asemănător cu carbonizarea lemnului.

După descoperirea minei de la Secul din hotarul comunei Cuptoarele de lîngă Reșița, atît cărbunii din Anina cît și cei din Secul încep să fie întrebuințați la cocsificare.

Din datele găsite în diferite lucrări, este sigur că întîi a intrat în funcțiune cocseria de la Anina în anul 1862, cocseria Reșița intrînd în funcțiune după doi ani, în anul 1864.

Primele cuptoare experimentale de cocsificare au existat, probabil, la Anina, mai înainte de anul 1862. Datorită faptului că specialiștii au demonstrat posibilitatea de utilizare și bogăția zăcămintelor de minereu de fier și că cuptorul de cocs așezat în fața galeriei Gabriel din Valea Aninei a dovedit cocsificabilitatea cărbunelui mărunt nevalorificat înainte, s-a început în mai 1858 construirea uzinelor de fier de la Anina, primul cuptor de topire fiind dat în exploatare în anul 1862.

Trecerea la cocsificarea cărbunilor a fost determinată, pe de o parte, de nerentabilitatea consumării lemnelor, iar pe de altă parte, de faptul că Societatea dunăreană de navigație, care se aprovizionase mai înainte cu cărbuni din această regiune, și-a cumpărat mine proprii în Ungaria, cărbunele nemaiputînd fi vîndut acestei societăți. Ținem să arătăm că, Anina — localitate minieră — a fost înființată în anul 1853, cu 435 de muncitori, care locuiesc în 100 de case, alături de vechea localitate de pădurari coloniști, Steierdorf.

După cum arată diferitele surse, cocseria de la Anina se alimenta cu cărbunii mărunți cărora nu li se putea da o altă utilizare.

La început au fost construite 30 de cuptoare de cocs al căror număr a fost apoi dublat. Cuptoarele erau construite după sistemul lui François, care constă în aceea că materialele gazoase ce se degajă dintr-un cuptor sînt conduse în altul, unde prin arderea lor provoacă încălzirea huilei ce se găsește într-acesta.

Căldura sensibilă a gazelor din cocserie era utilizată la încălzirea unor cazane de abur. În anul 1878, dimensiunile cuptoarelor erau de 6,30 m lungime, 0,63 m lărgime şi 1,26 m înălţime. Şarja medie era de 2000 kg, iar cocsificarea dura circa 30 de ore. Randamentul era de 60% cocs bucăţi mari, cu 8% cenuşă.

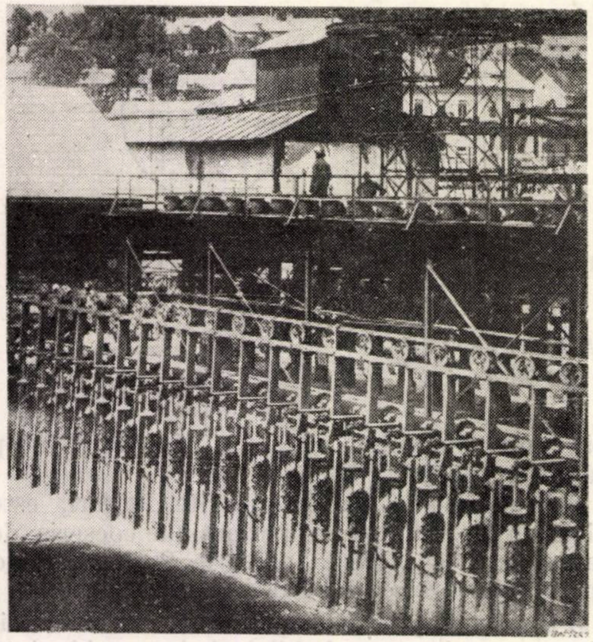


Fig. 1. Cocseria Anina, în jurul anului 1920.

Atît din informaţiile culese cît şi din confruntarea diferitelor surse, reiese că cocseria Anina a funcţionat întîi cu cele două baterii, cu cuptoare construite şi modificate de mai multe ori, numărul acestora ajungînd pînă la 93. Prin anul 1906 s-a construit o baterie nouă pe principiul regenerativ, numărul total al cuptoarelor ajungînd la 122.

În anul 1929, cocseria de la Anina funcţiona cu două baterii, una mai veche sistem Bauer cu şarja de 6 t şi cu durata de cocsificare de 48 de ore şi o baterie nouă (sistem regenerativ) cu şarja de 7,2 t şi cu durata de cocsificare de 32 ore.

Şarja era compusă dintr-un amestec de cărbuni de Anina, Secul şi Doman şi un adaos de 5% smoală. Randamentul de cocsificare era de 68,7% cocs şi 3,5% gudron. Zilnic se obţineau o tonă de sulfat de amoniu, 1,3 t apă amoniacală concentrată şi 6,6 t gudron.

Tabela 1

Anul	Cărbune	Cocs	Fontă	Şist
	Chintale			
1855	568 293			
1862	952 466	61 980	24 791	1 488
1865	1 193 801	72 577	65 244	8 185
1870	1 532 794	132 519	117 863	19 602
1875	1 560 148	162 451	160 047	17 038

Producţiile de cocs, fontă şi şist bituminos de la Anina, realizate în diferiţi ani, sînt date în tabela 1.

În total, în anul 1862 pînă în anul 1876, la cocseria Anina s-au produs 1,5 milioane chintale de cocs, iar după primul război mondial producţia a ajuns la circa 40 000 t cocs bucăţi pe an. Această cocserie a fost oprită în anul 1934.

Cocseria Reşita a intrat în funcţiune în anul 1864, pe locul din faţa fabricii vechi de locomotive de la Reşiţa.

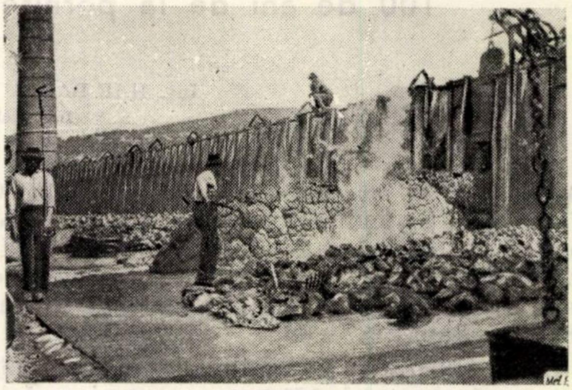


Fig. 2. Cocseria veche de la Reşiţa, la sfîrşitul secolului al XIX-lea.

In tabela 2 se dă producţia de cocs în primii ani de funcţionare a cocseriei Reşiţa.

Tabela 2

Anul	Chintale	Anul	Chintale
1864	620	1871	17 389
1865	2 343	1872	24 651
1866	1 654	1873	48 407
1867	1 800	1874	69 672
1868	5 315	1875	71 805
1869	17 301	1876	114 429
1870	14 840	1877	40 178

La început, cocseria Reşiţa era formată dintr-o baterie de 20 cuptoare tip Gobiet. In această baterie se prelucrau numai cărbuni de Secul, deoarece cărbunii de Doman erau consideraţi drept neutilizibili la cocsificare.

Datorită conţinutului ridicat de cenuşă, cărbunii de Secul erau utilizaţi la cocsificare după spălare.

Abia în anul 1874, s-a reuşit să se producă cocs prin amestecarea cărbunilor din Doman cu cei din Secul, obţinînd (la început fără spălare) un cocs de calitate asemănătoare cu aceea obţinută numai din cărbuni de Secul.

S-au modificat şi cuptoarele tip Gobiet, la 7,58 m lungime, 1,58 m înălţime, 0,50 m lărgime şi au fost dotate cu două maşini de defurnare cu abur, vagoane de încărcare pe sus, macarale pentru ridicarea ușilor și conductă de apă așezată pe baterie, cu ajutorul căreia se stingea cocsul prin stropire de sus. Producția maximă ajungea la 30 000 t de cocs, și o șarjă era de 3 t.

În anul 1881 instalația se lărgește, construindu-se cuptoare cu regeneratoare și captarea subproduselor, iar în anul 1906 se aflau în funcțiune 70 cuptoare Koppers, cu recuperarea căldurii în cazane. Cocseria funcționează în această formă pînă în anii 1912–1913, cînd este distrusă de inundațiile Berzavei.

În afară de cele două cocserii de la Anina și de la Reșița, în aceeași perioadă – 1860 – s-a construit o uzină de distilare a șisturilor bituminoase la Anina. Tot la jumătatea secolului trecut se fac primele cercetări asupra cărbunilor din Valea Jiului.

Deși încă din primele studii s-a stabilit că acești cărbuni sînt de vîrstă terțiară, foarte curînd se fac încercări pentru cocsificarea lor.

Rezultatele contradictorii ale primelor încercări sînt lămurite într-o lucrare a lui Hoffman Rafael, apărută în 1896 cu titlul „Cocsificarea cărbunilor terțiari și în special a straturilor din bazinul Valea Jiului". Acesta arată că încercările de cocsificare făcute în anii 1850 la Uricani, în partea vestică a bazinului, în bocșă, au dat rezultate bune și că în memoriul pentru construirea căii ferate Simeria–Petroșani se menționează despre cocsificarea cărbunilor de Valea Jiului, ca despre un fapt bine stabilit.

El arată că nepotrivirea dintre diferiți cercetători în privința posibilităților de cocsificare a cărbunilor din Valea Jiului s-a datorat faptului că la început, după anul 1850, se putea ajunge în Valea Jiului numai prin partea ei vestică, pe drumul ce ducea peste Dealul Babei la Vulcan, primele probe fiind aduse la Cugir și Rusca Montană de la Uricani, în timp ce încercările făcute după deschiderea liniei ferate au utilizat cărbuni din estul Văii Jiului, de la Petroșani, cărbuni care nu se cocsifică.

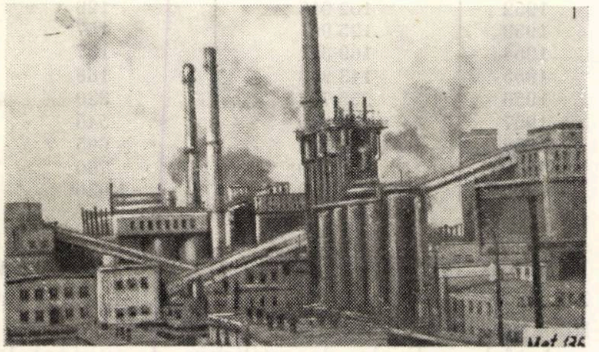


Fig. 3. Uzina cocsochimică Hunedoara.

După deschiderea minei Lupeni, s-a încercat cocsificarea cărbunilor din stratul 5 la Witkowitze și Ostrawa. Rezultatele obținute au fost: 11 % pierderi la spălare, 60 % randament în cocs și 8–9 % cenușă (anul 1884).

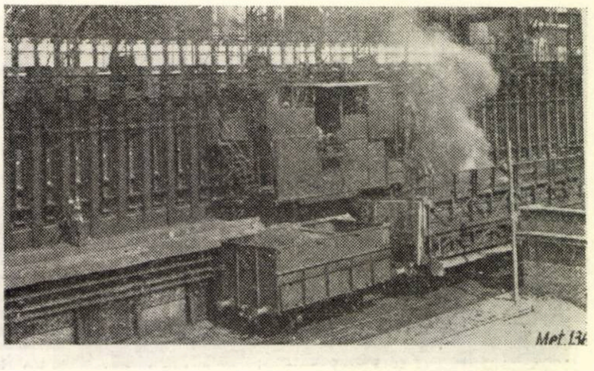


Fig. 4. Bateriile de cocs de la Hunedoara.

În anii 1855–1866 s-au făcut încercări pe scară mai largă la Witkowitze și la cocseria din Reșița, apoi, utilizînd 50 t de cărbuni, s-au făcut noi încercări de cocsificare la Witkowitze, Dortmund, Gleiwitz (Gliwice) și la Alais în Franța. În aceeași lucrare se afirmă că, cocsul de Lupeni este „egal cu cocsul de Karwin sau cocsul de la Huta Iulia și Zabrezei" (Silezia superioară).

Cele mai bune rezultate au fost obținute în cuptoarele strîmte, tip Otto Hoffman de la Witkowitze (400 m lățime). Cocsul produs în cuptoarele largi Gobiet–Solvay (675 mm lățime) de la Witkowitze era lucios, însă cu forme ascuțite și mai puțin dur.

Cu cocs fabricat la Reșița s-au făcut încercări de obținere a fontei în furnalele de la Hunedoara.

Din descrierea detaliată a încercărilor de cocsificare efectuate la Reșița, în cuptoarele Gobiet de 550 mm, reținem numai caracterizarea cocsului făcută de direcția uzinelor din Reșița la 24 iulie 1888: „Cocsul bucăți, obținut din cărbuni bruți și măirunți spălați, din mina Lupeni, este bine topit și, eliberat de părțile aglomerate, este acceptabil pentru utilizări metalurgice generale".

Pe baza acestor studii, în anul 1900 s-a construit la Lupeni o instalație de cocsificare cu 30 cuptoare, avînd o capacitate anuală de producție de 30 000 t cocs. În anul 1906 instalația a fost reconstruită, instalîndu-se 45 cuptoare Otto, cu încălzire regenerativă și cu recuperarea produselor secundare, cu o capacitate de 8 t pe fiecare cameră. Capacitatea de producție a fost mărită la 50 000 t cocs anual. În anul 1914, instalația a fost completată cu o fabrică de benzen și instalația respectivă de rafinare. Această uzină de cocs a fost închisă pe diferite perioade, în anii 1922—1926, datorită atît inundației mari a Jiului, cît și concurenței și politicii de aservire a industriei noastre capitalului străin dusă de regimul trecut.

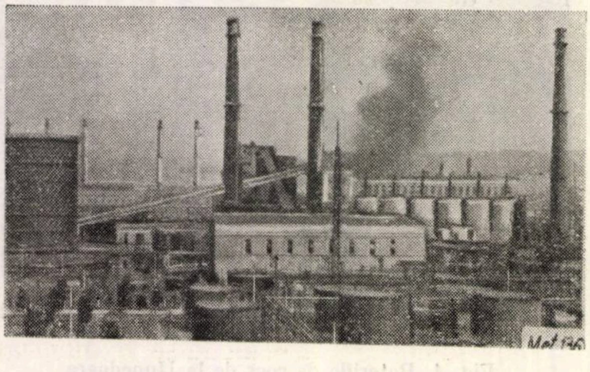


Fig. 5. Instalații din sectorul chimic al cocseriei Hunedoara.

La un moment dat, a existat chiar o propunere (Analele minelor din Romînia, 1921, p. 835) ca să se importe cocs din Anglia sau America — ca aport — și astfel să facă capitalul anglo-american „părtaș" (adică stăpîn) în industria noastră siderurgică. De altfel, după cum arată Gazeta Jiului nr. 11 din luna aprilie a anului 1923, Direcția Generală C.F.R. a cerut Ministerului Industriei și Comerțului să oprească prelucrarea în cocs a lignitului special de Lupeni, spre a fi preluată întreaga cantitate de cărbuni de Lupeni de către calea ferată. Afară de aceasta, tarifele C.F.R. din 1926 au făcut ca la Timișoara, de exemplu, cocsul de Lupeni să revină mai scump decît cocsul importat de la Morawska-Ostrawa.

De altfel, întreaga politică economică a regimului burghezo-moșieresc, aservit intereselor capitalismului mondial, a fost îndreptată spre frînarea dezvoltării industriei noastre.

La sfîrșitul celui de-al doilea război mondial, producția de cocs, redusă numai la cele două baterii de la Reșița construite în anii 1932—1934, scăzuse pînă la 47 000—48 000 t/an.

Regimul de democrație populară, pășind la industrializarea socialistă a țării, a dat un deosebit avînt siderurgiei și deci industriei cocsochimice. Astfel, capacitatea cocseriei Reșița a fost mărită cu 50% prin construirea, în 1952, a celei de-a treia baterii cu 12 cuptoare.

Dat fiind rezervele reduse de huile de cocs și grase, pentru dezvoltarea, în continuare, a industriei cocsochimice, trebuia extinsă baza de materii prime a producerii cocsului, prin folosirea la cocsificare a huilei de gaz de la Lupeni, disponibilă în cantități mai mari.

Într-adevăr, studiile și cercetările efectuate în Valea Jiului de către I. Blum, și ulterior de alți cercetători (Gh. Vanci, E. Matyas ș.a.) într-o instalație pilot, au stabilit posibilitatea folosirii huilei de Lupeni, degresată cu 15 — 18% semicocs, la fabricarea cocsului.

Marile prefaceri politice și economice ce au avut loc în patria noastră după eliberare și în special după instaurarea regimului de democrație populară și elaborarea planului de industrializare a țării au determinat revizuirea amplasamentului acestei uzine și adaptarea ei la noile condiții de dezvoltare a industriei noastre siderurgice, care reclama cantități cu mult mai importante de cocs și construirea de furnale de mare capacitate. Ca urmare a acestor noi premise, cercetările menționate, reluate în anul 1949, completate și duse pînă la scară industrială cu ajutorul specialiștilor sovietici (A. M. Miroșnicenko și alții), au stat la baza construirii uzinei cocsochimice de la Hunedoara, care a intrat în funcțiune în anul 1955 cu o primă baterie de 47 cuptoare Ghiprococs.

În continuare, s-au construit pînă în semestrul II al anului 1961 bateriile nr. 2—4, cocseria Hunedoara ajungînd la capacitatea de un milion tone cocs metalurgic.

S-au pus, de asemenea, în funcțiune instalații moderne de captare și prelucrare a produselor chimice de cocserie, în prezent producîndu-se sulfat de amoniu, ape amoniacale concentrate, benzen, toluen, xilen, sulf, naftalină, creozot etc.

În anul 1961, producția de cocs din R.P.R. a atins un nivel de aproape 12 ori mai mare decît cel din anul 1938, dezvoltarea pe ani fiind ilustrată în tabela 2.

Tabela 2

Anul	Producția de cocs metalurgic, t	Nivelul față de 1928 = 100
1938	80 000	100
1946	47 256	59,1
1948	80 000	100
1952	102 918	129
1953	125 961	157
1954	109 371	137
1955	143 963	168
1956	255 704	320
1957	435 449	545
1958	562 593	695
1959	609 000	760
1960	819 610	1 020

Aceste creșteri de producție au fost realizate nu numai pe seama noilor investiții, ci și prin mărirea productivității cuptoarelor.

Astfel, indicele de utilizare a cuptoarelor, respectiv producția specifică pe m³ de cuptor, a crescut cu 15% în anul 1961 față de 1957, ceea ce constituie o depășire a capacității proiectate cu circa 18%.

Din acest punct de vedere, industria cocsochimică din R.P.R. ocupă un loc de frunte printre țările membre ale C.A.E.R., fiind a doua după U.R.S.S. De exemplu, în anul 1959, luînd ca bază indicele cocs total anhidru pe 1 m^3 volum cuptor și an realizat în R.P.R. (R.P.R.=100,0%) indicii din celelalte țări sînt următorii: U.R.S.S.=114,0%; R.P.R.=100,0%; R.P.U. = 79,9%; R.S.C. = 77,2%; R.D.G. = = 70,0%; R.P.P. = 70,0%.

Trebuie, de asemenea, scos în evidență faptul că șarja cocseriei de la Hunedoara conține procente ridicate de huile slab și mediu aglutinante marca 31/32–33 (Vulcan, Uricani, Lupeni), participarea acestora ajungînd, de exemplu, în anul 1961 la 55%, nivel care nu a fost realizat în nici o altă cocserie producătoare de cocs pentru siderurgie.

Cu toate acestea, prin eforturile și competența colectivului de ingineri, muncitori și tehnicieni cocsari hunedoreni, calitatea cocsului s-a îmbunătățit an de an, în primul rînd prin măsurile tehnologice adoptate, dintre care pot fi menționate:

— măcinarea fină și diferențiată a cărbunilor, realizîndu-se pentru șarjă o granulație de circa 95% sub 3 mm și 60–65% sub 1 mm, iar pentru semicocs 99% sub 3 mm și 80–82% sub 1 mm;

— un control riguros și permanent al dozării;

— o comprimare avansată a șarjei;

— temperaturi ridicate de cocsificare (peste 1 375°C) etc.

Aceste măsuri, precum și adaosul de cărbuni din import, au compensat înrăutățirea temporară a calității cocsului în urma introducerii în șarjă a cărbunilor de Vulcan și Uricani (tip 32) și a scurtării duratei de cocsificare față de proiect, cu circa trei ore.

Mai mult, urmărirea atentă a corelațiilor dintre parametrii tehnologici și rețete pe de o parte și rezistența cocsului pe de altă parte, precum și conducerea competentă a procesului tehnologic, au făcut ca rezistența cocsului să fie în continuă creștere:

	1959	1960	1961	Sem. I/1962
Rezistența cocsului la toba Sundgreen, kg	285	292	298	circa 310

Și la cocseria Reșița, deși în ultimii ani a crescut sensibil proporția de șarje a cărbunilor foarte slab cocsificabili de Ponor, rezistența cocsului s-a îmbunătățit, crescînd de la M40 = = 64,7% în 1959, la M40 = 68–70% în semestrul I/1962.

În continuare, în sectorul cocseriilor Hunedoara și Reșița sînt de rezolvat următoarele probleme: îmbunătățirea continuă a calității cocsului și subproduselor chimice (în special a sulfatului de amoniu); extinderea mecanizării și automatizării la instalațiile existente; reducerea pierderilor de amoniac și benzen cu gazul de cocs epurat; extinderea sortimentului de produse chimice (sulf coloidal, acenaften, carbazol etc.).

Semicocsul necesar pentru șarja cocseriilor Hunedoara și Reșița este produs la uzina de semicocs de la Călan.

Utilizarea cărbunilor din estul bazinului Văii Jiului pentru fabricarea semicocsului a ridicat o serie de probleme care nu au putut fi rezolvate, la un nivel corespunzător, prin folosirea cuptoarelor vechi de tip Ab der Halden ce existau la Petrila.

Necesitatea creșterii continue a producției de semicocs a dus la punerea la punct, de către un colectiv de cercetători de la Institutul de cercetări metalurgice, a procedeului de carbonizare a huilelor neaglutinante sau slab aglutinante prin fluidizare, înlocuindu-se vechile cuptoare Ab der Halden prin cuptoare de mare productivitate, cu pat fluidizat.

Astăzi, aceste cuptoare, realizate pe baza unui procedeu romînesc (D. Ionescu ș.a.) proiectate și construite în întregime în țară, reprezintă prima unitate de acest fel în Europa și constituie o dovadă a dezvoltării atinse de tehnica noastră în ultimii ani.

Deosebit de succesele remarcabile obținute de muncitorii, tehnicienii, inginerii și cercetătorii care activează în sectorul cocsochimic, trebuie menționate preocupările și rezultatele merituoase obținute în domeniul studiului caracteristicilor cărbunilor și zăcămintelor de cărbuni din țara noastră, precum și cele privind îmbunătățirea calității cărbunilor, în care scop au fost amplificate și modernizate uzinele existente pentru cocsificarea cărbunilor din Valea Jiului și Anina, s-a construit o instalație pentru spălarea cărbunilor.

Congresul al III-lea al P.M.R. a trasat sarcini mărețe pentru dezvoltarea în continuare a industriei siderurgice. Prin construirea Combinatului siderurgic de la Galați, producția de oțel va crește considerabil.

Și industria cocsochimică va cunoaște o dezvoltare impetuoasă. În anul 1965 producția de cocs va atinge nivelul de 1,6 milioane tone, de 20 de ori mai mult decît în anul 1938.

Dat fiind faptul că resursele de cărbuni cocsificabili sînt limitate și deci dezvoltarea producției de cocs nu mai este posibilă prin tehnologia clasică, Directivele Congresului al III-lea al P.M.R. prevăd ca noua uzină cocsochimică, ce va produce în anul 1965 minimum 400 000 t cocs, să fie construită pe baza unui nou procedeu tehnologic, care să permită fabricarea cocsului metalurgic din cărbunii considerați pînă acum drept energetici. Pe baza unui procedeu romînesc de producere a cocsului din huile neaglutinante și slab aglutinante din estul Văii Jiului se furnizează datele necesare proiectării noii cocserii și dezvoltării, în continuare, a industriei cocsochimice, la niveluri care să asigure necesarul sporit de cocs al siderurgiei. Astfel, ultimii ani, ultimul deceniu al veacului ce a trecut de la pornirea primei cocserii, reprezintă ani de avînt nemaiîntîlnit în istoria industriei cocsochimice din patria noastră, avînt ce caracterizează dezvoltarea unei țări care construiește socialismul.

Bibliografie

[1] *Mihalik Sandor*: ,,Resicza jelene és multja" (prezentul și trecutul Reșița) Resiczabanya, 1896.

[2] *Cimponeriu Gh.*: ,,Din istoricul Reșiței" extras din Buletinul U.D.R. nr. 2, vol. 1, decembrie 1930.

[3] *Păsărică I.*: ,,Monografia uzinelor de fier și domeniilor din Reșița", Monitorul Oficial, București, 1935.

[4] *Kerpely Antal*: ,,Magyarország Vasipara" Budapesta, 1885.

[5] *Téglás Gabor*: ,,Szemenik és Környéke" fără an și loc.

[6] *Téglás Gabor*: ,,Az Aninai hegyi vasut és Környéke", fără an și loc.

[7] *Hunfalvy Ianos*: ,,Bányászat és ipar" (Statisztikai tanfolyomban) Pest, 1869.

[8] *Hantken Mikșa*: ,,Magyarország széntelepei es szénbányászata", Budapesta, 1878.

[9] *Kerpely Anton*: ,,Das Eisen auf der Weiner Weltausstelung", Schemnitz, 1873.

[10] *Conciatu I.*: ,,Reșița", București, 1921.

[11] *Broșteanu P.*: ,,Eisen — und Stahlwerk Reschitza", după Südungarischer Bergwerkskalender, 1892.

[12] * * * ,,Oțelăriile și domeniile Reșița" (în limba franceză), București, 1929.

[13] * * * ,,Beschreibung de rungarischen Domäne der Pr. öst. ung. Staats. Eisenbahr-Gesellschaft", Budapesta, 1896.

[14] * * * ,,Notice sur les Mines, Usines et Domaines du Banat", Viena, 1878.

[15] *Bielz E. A.*: ,,Über das Vorkommen und die Verbreitung der Mineralkohlen in Siebenbürgen". In ,,Verhandlungen und Mitteilungen des Siebenbürgischen Vereins für Naturwissenschaften zu Hermanstadt", an I, 1850 p. 106—190.

[16] *Brem I A.*: ,,Über die Steinkohlen von Urikani am Vulcanpasse, Michelsberg und Holbak". In ,,Ver. u. Mit. des Siebenb. Ver für Naturwiss. zu Hermanstadt", an V, p. 53—56.

[17] *Weiss Thaddäus*: ,,Die Zsiler Kohlenrevier. In Siebenbürgen", in,, Verk. u. Mit. des Siebenb. Ver. für Naturwiss, zu Hermanstadt". an XI, p. 39—42.

[18] *Hoffmann Rafael*: ,,La carbonisation des charbons tertiaires et specialement des couches du bassin de la Valée de Jiu", 1896, Rapoartele Congresului Milenar, Budapesta.

[19] *Wincze Wartha*: ,,Cercetarea cărbunilor indigeni din punct de vedere al fabricării gazului aerian și al cocsului". Budapesta, 1879 (în limba maghiară).

[20] *Hoffmann Carol*: ,,Raport asupra cercetării geologice a bazinului carbonifer din țara Ardealului, cercetarea efectuată din însărcinarea Soc. maghiare de geologie", în; Magyar Földani Társulat munkálatai (lucrările Soc. maghiare de geologie) vol. IV, p. 57, anul 1868, Pesta (în limba maghiară).

[21] *Hoffmann Carol*: ,,Bazinul Văii Jiului". In Magyar Földtani Társulat munkái, 1870, vol. V, p. I (limba maghiară).

[22] *Grittner Albert*: ,,Analize de cărbuni", Budapesta, 1906. (în l. maghiară).

[23] * * * Ziarul ,,Petrosény és Vidéke", diferite numere din anul 1900.

[24] * * * Ziarul ,,Gazeta Jiului" nr. 1, 1.IV.1923.

[25] * * * ,,Analele minelor din Romînia" 1920—1927, diferite numere.

[26] *Dănăilă N.* și *Blum I*: ,,Sur l'utilisation rationelle de lignit roumain", Bulletin de chimie pure et appliquée, București, 1926.

[27] *Blum I.*: ,,Contribution à la clasification des carbons roumains, Les charbons de Lupeni", în Annales des mines de Roumanie, București 1927.

[28] *Blum I.* și *Marinescu N.*: ,,Untersuchung des Kohlenbekens aus der Jiu-Tal Lagerstätte Vulcan", în Bulletin de Chimie pure et appliquée.

[29] *Ilie Barbu, Ion Milinovici, N. Teodorescu*: ,,Cocsul Metalurgic". Ed. Tehnică, București, 1958.

[30] *Blum I.*: ,,Scurtă privire asupra cocsului metalurgic în R.P.R.", în Manualul Chimistului, vol. II. Edit. AGIR, 1949.

[31] *D. Stănescu, David V.*: ,,Fabricarea și posibilitatea de îmbunătățire a cocsului metalurgic din huile de gaz la uzinele cocsochimice Hunedoara", referat la Consfătuirea privind calitatea cocsului, Hunedoara, noiembrie 1957.

[32] *Vanci Gh.*: ,,Cărbunii", Manualul Chimistului, vol. 2 Edit. Tehnică, 1952.

[33] *Ionescu D., Anghel V., Partene A., Păun A.*: ,,Carbofluid, faza industrială a cercetărilor fabricației semicocsului prin fluidizare". In: Cercetări Metalurgice și Miniere 2 — ICEM — Publicațiile Tehnice ASIT, București, 1960.

[34] *Barbu I., Ștefănescu I., Teodorescu N.*: ,,Producerea cocsului brichete din cărbuni neaglutinați și încercarea acestui cocs în furnal", în ,,Cercetări Metalurgice și Miniere 2 — ICEM — Publicațiile Tehnice ASIT, București, 1960.

[35] *Barbu I., Ștefănescu I.* și alții: ,,Studii privind fabricarea și structura cocsului brichete" In: Cercetări Metalurgice și Miniere 3 — ICEM — București, 1961

CZ 669.14.018.252.3

Observații asupra tehnologiei de elaborare și turnare a oțelurilor rapide

Ing. PAMFIL ILIESCU, ing. CORNEL RIZESCU, ing. VASILE URSU
Uzina „23 August”

Dezvoltarea rapidă, în ultimii ani, a industriei constructoare de mașini din țara noastră a impus și creșterea producției oțelurilor de scule necesare prelucrărilor mecanice ale materialelor metalice și nemetalice.

În producția de scule, oțelurile rapide ocupă un loc de frunte, datorită ansamblului de proprietăți pe care aceste oțeluri le asigură diferitelor scule. Însușirea relativ rapidă a tehnologiei de fabricație a diverselor oțeluri de scule, în condițiile asigurării unei producții mari și la un nivel calitativ superior, impune analiza amănunțită a fiecărei faze din procesul tehnologic de fabricare a sculelor.

Studiile efectuate în această direcție de diverși cercetători au stabilit, pe baza numeroaselor încercări practice, că structura și proprietățile finale ale sculei — din oțel rapid — depind în mare măsură de condițiile elaborării, turnării și solidificării oțelului. Astfel, natura structurii de turnare și gradul segregației carbidice a oțelurilor rapide se află în strînsă corelație cu parametrii tehnologici ai procesului de elaborare și turnare. În mod deosebit, influența structurii de turnare și mai ales a segregației carbidice se răsfrînge asupra : sensibilității la formarea crăpăturilor la prelucrarea plastică la cald și tratament termic, sensibilității oțelului față de creșterea grăunțelui și formarea rețelei de carburi la călire, constanței poziției intervalului temperaturilor de călire și caracteristicilor de rezistență, rezilientă și durabilitate la roșu.

Procesul tehnologic de elaborare și turnare a oțelurilor rapide. Oțelurile de scule din clasa oțelurilor rapide elaborate și folosite în mod curent sînt cuprinse în tabela 1. Elaborarea oțelului rapid se practică în cuptoare electrice bazice de capacitate mică (1,5 t ; 3 t sau 5 t).

La elaborare sînt folosite, de obicei, două metode : metoda de topire cu oxidare parțială și metoda de topire fără oxidare. Metoda de topire cu oxidare parțială, plecînd de la materiale curate, nu este rentabilă, pentru următoarele considerente : cere ca elementele de aliere să fie introduse integral prin feroaliaje ; datorită cantității mari de feroaliaje ce trebuie adăugate pentru aliere, durata elaborării se prelungește cu circa două ore față de metoda fără oxidare ; durata de elaborare mai mare este însoțită de crearea unor condiții suplimentare de impurificare a oțelurilor cu incluziuni nemetalice și gaze, conducînd în același timp la micșorarea durabilității căptușelii refractare și la creșterea consumului de energie. Metoda de elaborare fără oxidare, folosind la încărcare deșeurile oțelului respectiv și a mărcilor similare, este mai rațională, deși prezintă unele dezavantaje, cum ar fi : necesitatea folosirii unei încărcături foarte curate, în ceea ce privește fosforul, oxizii, grăsimile etc. ; în condițiile practice de sortare și aprovizionare cu fier vechi și feroaliaje a oțelăriilor există pericolul ca uneori conținutul de Mn să depășească limita admisă. Cu alte cuvinte, metoda de elaborare folosită pentru fabricarea oțelului rapid este dictată, în ultimă analiză, de calitatea materialelor folosite.

Compunerea încărcăturii este o operație importantă ce se execută cu atenție și pe bază de calcul. În tabela 2 este arătat un exemplu de încărcătură folosită în mod curent la elaborarea oțelului RW 180 din deșeuri. Cantitatea de deșeuri introdusă în încărcătură poate varia, în funcție de condițiile existente în fiecare oțelărie, între 35 și 70%. Din punct de vedere dimensional, este recomandabil să se folosească 70—50% deșeuri bucăți mari și 30—50%, resturi mărunte. Folosirea deșeurilor sub formă

Tabela 1

Oțeluri de scule elaborate la uzinele „23 August“ București

Marca	STAS	Compoziția chimică, % C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	W	V	Co
RW 80	3611-61	0,70—0,80	0,30	0,30	0,03	0,03	3,20—4,60	—	0,60	17,5—19,0	1,0 —1,4	—
RK 100	3611-61	0,75—0,85	0,30	0,30	0,03	0,03	3,90—4,60	—	0,60	17,5—19,0	1,0 —1,4	9,5—10,5
RK 50	3611-61	0,70—0,80	0,30	0,30	0,03	0,03	3,80—4,60	—	0,60	17,5—18,0	1,0—1,4	4,5—5,5
RW 90	3611-61	0,85—0,95	0,40	0,40	0,03	0,03	3,80—4,60	0,40	0,30	8,5—10,0	2,0 —2,60	—
RMo 50	3611-61	0,75—0,85	0,35	0,35	0,03	0,03	3,90—4,40	—	4,90—5,20	6,0 —7,0	1,70—2,10	—

de aşchii, mai ales cînd sînt oxidate sau cînd conţin ulei, nu este indicată. Unele oţelării din R.D. Germană au rezolvat problema folosirii acestor aşchii prin topire într-un cuptor special acid, în care se asigură recuperarea avansată a wolframului, iar cromul şi vanadiul care trec în zgură se recuperează prin prelucrarea ulterioară a zgurei. La noi, se practică retopirea aşchiilor în cuptoare bazice, cu dezoxidare şi apoi turnare în calupuri. Calupurile se folosesc ca şi deşeurile obişnuite de oţel rapid. În lipsa deşeurilor se practică folosirea încărcăturii curate. În acest caz, încărcătura este compusă conform tabelei 3.

Tabela 2

Compunerea încărcăturii unei şarje elaborate din deşeuri

Materialul	Starea	Compoziţia chimică, %									Cantitatea	
		C	Mn	Si	S	P	Cr	W	V	Mo	kg	%
Deşeuri RW 180	60 % şutaje mari 25 % şutaje mici 15 % aşchii	0,75	0,25	0,30	0,02	0,025	4,0	18,2	1,2	0,10	3 500	70
Fier vechi (oţel carbon)	Deşeuri de tablă sau ţeavă	0,20	0,35	0,05	0,03	0,015	—	—	—	—	1 150	23
Ferowolfram	Granulaţie 25–100 mm	0,25	0,20	0,30	0,05	0,025	—	75,0	—	0,10	350	7
TOTAL		0,60	0,27	0,24	0,025	0,023	2,80	18,0	0,84	0,077	5 000	100,0

Tabela 3

Compunerea încărcăturii unei şarje elaborate din material curat

Materialul	Starea	Compoziţia chimică aproximativă, %									Cantitatea		Observaţii
		C	Mn	Si	S	P	Cr	W	V	Mo	kg	%	
Fier vechi (oţel carbon)	Deşeuri de tablă sau de ţeavă	0,20	0,30	0,05	0,03	0,015	—	—	—	—	3 800	75,6	S-a admis că din cocs se asimilează circa 50 %
Ferowolfram	Granulaţie 25–100 mm	0,75	0,20	0,25	0,05	0,03	—	75,0	—	0,50	1 200	24,0	
Cocs	Măcinat maximum 15 mm	90,0	—	—	1,0	—	—	—	—	—	20	0,4	
TOTAL		0,65	0,31	0,06	0,038	0,018	—	18,0	—	0,12	5 020	100,0	

Încărcarea se face urmărind ca ferowolframul şi deşeurile de oţel moale să fie aşezate în mijlocul încărcăturii, sub electrozi, pentru a uşura topirea.

Deşeurile cu crom sînt încărcate spre pereţi, pentru a proteja cromul de carburare de la electrozi, iar bucăţile mari se aşază astfel încît, în caz de rostogolire, să nu rupă electrozii. Deasupra se aşază bucăţile mărunte şi, eventual, aşchiile pentru a compactiza încărcătura şi a înlesni formarea arcului voltaic. Se indică introducerea în încărcătură a circa 50 kg deşeuri cu crom şi aluminiu pe tona de încărcătură (15–25% Cr şi 5–7% Al), care serveşte la protejarea oxidării wolframului şi a vanadiului în timpul topirii.

Topirea se conduce la puterea maximă a transformatorului. În timpul topirii se urmăreşte să se asigure în cuptor o atmosferă reducătoare prin adaosuri succesive de cocs fin măcinat. Imediat ce se formează cratere sub electrozi, se adaugă var proaspăt (2–4% din încărcătura metalică). Compoziţia chimică a zgurei de topire se indică a fi în limitele : CaO 30–45 % ; SiO_2 15–20 % ; WO_3 maximum 5 % ; FeO maximum 4,5 % ; V_2O_5 maximum 5,5 % ; Cr_2O_3 maximum 2,5 %.

În mod curent, zgurele de topire la unele şarje urmărite au avut compoziţia chimică conform datelor din tabela 4.

Gradul de oxidare mai avansat la unele şarje se explică prin faptul că în timpul topirii nu a fost asigurată în cele mai bune condiţii atmosfera reducătoare, precum şi prin aceea că durata topirii a fost în general mare. După topire, baia se încălzeşte şi se amestecă bine timp de circa 20 min, după care se ia probă de oţel pentru determinarea rapidă a conţinutului de C, Mn, P, S.

Tabela 4

Şarja	Metoda	Compoziţia chimică, %						
		CaO	SiO_2	FeO	MnO	Cr_2O_3	WO_3	V_2O_5
1	D	35,6	16,24	3,8	4,3	2,65	4,8	4,5
2	D	30,7	20,4	5,6	4,8	3,80	3,6	3,2
3	C	38,6	16,68	3,70	3,22	—	6,5	0,73
4	C	34,4	12,4	5,1	4,6	—	10,5	0,89
5	C	28,0	15,68	3,1	2,69	—	5,92	0,72
6	C	30,7	12,60	4,0	5,38	—	9,40	0,13
7	D	28,0	14,56	6,10	4,83	6,50	9,66	3,40
8	D	25,70	11,12	6,8	3,76	7,10	4,0	3,76
9	D	28,5	22,1	5,0	4,03	10,4	2,85	1,86
10	D	29,0	13,0	3,5	4,06	4,76	4,62	6,2

În perioada de reducere (dezoxidare şi aliere) apar diferite variante de lucru : se lucrează cu o singură zgură, urmărind reducerea integrală a oxizilor metalici, formaţi în timpul topirii sau se lucrează cu două zgure urmărindu-se doar reducerea parţială a oxizilor din zgura neagră; dezoxidarea prin difuziune cu zgură albă, zgură carbidică sau combinat cu ambele zgure.

Alegerea metodei de lucru în această perioadă depinde în cea mai mare parte de starea cuptorului, calitatea refractarelor folosite şi nivelul de calificare al oţelurilor. Evident că metoda cea mai economică şi indicată din punct de vedere tehnologic pentru oţelurile rapide este metoda cu o singură zgură şi dezoxidarea combinată, zgură carbidică cu zgură albă. Această metodă se poate aplica atunci cînd cuptorul este în stare bună, refractarele sînt de calitate şi se lucrează cu personal cu calificare înaltă.

Întrucît în cele mai multe cazuri, refractarele nu au avut rezistenţă satisfăcătoare, în exploatarea curentă se aplică metoda cu două zgure şi dezoxidarea cu zgură albă.

În continuare, se vor arăta particularităţile de lucru ale acestei variante de dezoxidare. Zgura de topire se dezoxidează cu ferosiliciu şi cocs pînă ce la răcirea în apă se pulverizează. Această perioadă durează circa 30 min, timp în care compoziţia chimică a zgurei a ajuns, în cazul şarjelor urmărite, pînă la valorile cuprinse în tabela 5.

Tabela 5

Şarja	Compoziţia chimică, %							
	CaO	SiO_2	FeO	MnO	Cr_2O_3	WO_3	V_2O_3	Ca_2C
1	62,0	22,8	2,50	0,15	1,55	0,62	4,05	0,10
2	63,0	23,2	0,66	0,15	0,31	0,42	2,65	0,32
3	70,0	13,0	0,99	0,15	—	0,75	0,65	0,05
4	63,4	23,4	0,51	0,15	—	0.68	0,80	0,48
5	63,0	20,4	1,35	0,15	—	0,84	0,66	0,26
6	65,0	22,0	0,70	0,15	—	0,73	0,10	0,32
7	51,0	23,2	3,45	0,27	1,40	1,32	2,46	0,75
8	68,0	21,4	0,95	0,15	0,90	0,56	3,17	0,37
9	66,4	16,72	1,33	0,20	1,18	0,92	1,81	0,29
10	59,0	23,1	1,40	0,17	1,07	0,85	2,98	0,38

Se omogenizează baia şi se ia o nouă probă de metal, din care se determină C, Mn, Cr, W şi V. Se evacuează zgura din cuptor şi se formează o nouă zgură cu var şi fluorură de calciu, continuîndu-se dezoxidarea cu ferosiliciu măcinat, cocs şi adaosuri succesive cu var şi fluorură de calciu, pentru a se obţine şi menţine permanent o zgură albă activă. După 30 min de dezoxidare, se trimite o nouă probă la laborator pentru determinarea carbonului.

În baia dezoxidată se începe alierea (după primirea rezultatului la cea de a doua probă). Înainte de introducerea în cuptor, feroaliajele sînt calcinate. Corecţiile pentru aliere încep cu wolframul care se adaugă în porţii mici (circa 50 kg pentru şarja de 5 t), la intervale de circa 15 min, timp în care baia se menţine caldă, şi se amestecă energic pentru a ajuta dizolvarea ferowolframului şi omogenizarea ei. Ultimul adaos de ferowolfram trebuie să fie dat cu cel puţin 40 min înainte de evacuarea şarjei. Corecţiile de crom şi vanadiu se fac după terminarea alierii cu wolfram.

În privinţa momentului de adăugare a vanadiului, părerile sînt împărţite. E. I. Leikin indică ca ferovanadiul să se adauge cu 30–40 min înainte de evacuare. Zgura să fie fluidă şi foarte bine dezoxidată, iar partea măruntă de feroaliaj să fie introdusă în baie, închisă în bidoane metalice. După alierea cu vanadiu, să se continue dezoxidarea zgurei, folosind circa 0,10% Si [6]; A. Rău şi alţii, avînd în vedere afinitatea mare pentru oxigen a vanadiului, recomandă ca alierea să se facă după dezoxidarea finală cu Si şi nu mai devreme decît cu 8–10 min înainte de evacuarea oţelului din cuptor [8].

În mod curent, în condiţiile noastre, alierea cu vanadiu se face cu 10–15 min înainte de evacuare, rezultatele fiind satisfăcătoare.

Se verifică apoi temperatura oţelului (proba trebuie să se scurgă din lingură complet, lăsînd pe ciocul acesteia o peliculă mată), după care se adaugă în baie 0,2 – 0,4 kg aluminiu/t oţel. Durata totală a perioadei de reducere trebuie să fie de circa 2 ore. Zgura de evacuare are, de obicei, compoziţia chimică corespunzătoare valorilor din tabela 6.

Tabela 6

Compoziţia zgurelor de evacuare

Nr. crt.	Şarja	Compoziţia chimică, %						
		CaO	SiO_2	FeO	MnO	Cr_2O_3	WO_3	V_2O_5	Ca_2
1	1	65,0	20,8	1,15	0,24	0,50	0,36	1,65	0,21
2	2	64,0	22,0	0,94	0,24	0,81	0,23	1,25	0,21
3	3	62,0	16,60	1,5	0,28	0,55	0,43	2,21	0,16
4	4	74,0	20,10	1,05	0,14	0,45	0,18	1,78	0,38
5	5	64,0	22,0	1,80	0,28	0,66	0,78	2,04	0,27
6	6	66,0	21,0	1,05	0,21	0,35	0,27	1,59	0,43
7	7	55,5	19,2	1,26	0,14	0,70	0,35	1,43	0,32
8	8	64,0	18,2	1,34	0,14	0,37	0,44	1,88	0,16
9	9	68,5	19,8	1,60	0,17	0,58	0,51	1,96	0,27
10	10	59,0	23,10	1,40	0,17	0,61	0,49	2,10	0,38

Temperatura oțelului la evacuarea din cuptor trebuie să fie cuprinsă între 1 510—1 520°C, iar la turnarea în lingotieră, între 1 415—1 440°C. Lingotierele folosite sînt de format rotund și au dimensiuni de 5, 7, 8 și chiar 10″.

După turnare și solidificare, oțelul se menține în lingotieră circa 30 min, după care lingourile stripate se introduc imediat la recoacere sau în groapa de răcire (în acest caz se indică un timp de menținere în lingotiere mult mai mare, circa patru ore la lingourile de 200 kg).

La realizarea procesului tehnologic de elaborare și turnare apar uneori abateri ce conduc în final la defecte de material. Principalele defecte constatate în exploatare sînt următoarele : abateri de la analiza chimică (în special la Mn, P și W) provocate de : materia primă necorespunzătoare, dozarea incorectă a încărcăturii, efectuarea analizelor chimice pe probe neomogene sau greșeli în efectuarea calculelor pentru corecție ; retasuri prelungite în lingouri, cauzate de : construcția lingotierei (forma), conicitatea și raportul $\frac{H}{D}$, temperatură prea ridicată la turnare sau viteză de turnare prea mare ; sufluri care uneori pătrund în adîncime pînă la circa 25 mm, ce se formează atunci cînd : dezoxidarea este insuficientă (conținutul ridicat de FeO în oțel și zgură), conținutul de gaze (H_2 și N_2) dizolvate în oțel este mare (provenite din materia primă, materiale de adaos și atmosfera cuptorului) sau pregătirea lingotierelor pentru turnare s-a făcut nesatisfăcător ; crăpături transversale provocate de agățarea lingoului în zona de separație a maselotierei de lingotieră ; reprize și înfășurări ce apar atunci cînd se produce întreruperea turnării, datorită temperaturii scăzute a oțelului sau altor cauze accidentale ; segregație carbidică foarte dezvoltată și neuniformă ca distribuție și mărime.

Primele cinci defecte semnalate apar în mod accidental, conducînd la rebuturi care în general nu depășesc circa 1—2%. În ceea ce privește apariția segregației carbidice la oțelurile rapide, diverse cercetări efectuate în țări cu producție dezvoltată de oțeluri de scule au stabilit că deocamdată nu se pot realiza lingouri fără acest defect structural.

Problema care se pune se referă la găsirea căilor tehnologice prin care să se micșoreze gradul segregației carbidice și, prin aceasta, să se îmbunătățească substanțial caracteristicile tehnologice și de exploatare ale oțelurilor rapide.

Structura de turnare a oțelurilor rapide și factorii ce o influențează. Oțelurile rapide fac parte din clasa oțelurilor ledeburitice, așa că, după turnare, structura va consta dintr-o masă de bază perlitosorbitică cu separații de carburi și ledeburită, a căror mărime și distribuție depind de o serie de factori, dintre care, pe baza tehnologiei analizate, cei mai importanți sînt următorii : durata de menținere în cuptor a șarjei după adăugarea ferowolframului ; temperatura de elaborare și evacuare a oțelului ; mărimea și forma secțiunii lingoului ; temperatura de turnare ; viteza de turnare ; condițiile de răcire la solidificarea lingoului.

Datorită complexității procesului tehnologic de elaborare a oțelurilor rapide, stabilirea unei corelații directe și cantitative între caracterul structurii de turnare și factorii enumerați mai sus întîmpină dificultăți serioase, așa că, în cele ce urmează, vom căuta să prezentăm doar sensul în care influențează fiecare dintre factorii amintiți asupra structurii de turnare a oțelului rapid.

Durata de menținere a șarjei în cuptor, după adăugarea ferowolframului, are o importanță deosebită, deoarece, cu cît alierea se face cu mai mult timp înainte de evacuare, cu atît există condiții mai bune ca omogenizarea băii să fie asigurată și, prin aceasta, structura primară a lingoului să fie influențată în sens pozitiv.

Graficul din figura 1 ilustrează influența mărimii timpului de menținere a șarjei în cuptor, după ultimul adaos de ferowolfram, asupra frecvenței șarjelor cu repartiție uniformă a carburilor. Se constată din acest grafic că cu cît timpul de menținere, după aliere, este mai lung pînă la o limită tehnologică admisibilă, cu atît este mai mare frecvența șarjelor cu repartiție favorabilă a carburilor.

Temperatura de elaborare și evacuare acționează în mare măsură asupra dispunerii carburilor în structura de turnare. Practica a dovedit că oțelurile elaborate la temperaturi mai joase au o cantitate mai mare de carburi cu o repartiție mai neuniformă decît oțelurile elaborate la temperatură mai ridicată.

Prin supraîncălzire, carburile devin mai fine și se dispun mai uniform în masa metalului. Pentru aceste motive, Sisco recomandă ca temperatura oțelului înainte de evacuare să fie 1 625°C (temperatură corectată). Graficul din figura 2 arată influența favorabilă a elaborării la temperaturi mai ridicate.

Influența mărimii secțiunii lingoului asupra segregației carbidice în oțelurile rapide trebuie înțeleasă în felul următor : în timpul cristalizării oțelului ca urmare a fenomenelor specifice ce au loc, în secțiunea lingoului se formează o structură dendritică de carburi mai fine în zonele exterioare ale lingoului, spre deosebire de zonele centrale, la care structura devine mult mai grosolană (fig. 3, a, b). Diferența dintre aceste zone este cu atît mai evidentă cu cît secțiunea lingoului este mai mare. Diagrama reprezentată în figura 4 arată influența mărimii secțiunii asupra frecvenței șarjelor cu repartiție bună a carburilor.

De aici ar rezulta că trebuie preferate numai lingouri cu secțiune mică, care au o structură mai uniformă și necesită deci o prelucrare plastică la cald mai mică. În practică, la alegerea mărimii secțiunii lingoului ce urmează a fi turnat, trebuie să se aibă în vedere și faptul că în fabricarea anumitor scule se impune asigurarea unui coroiaj minim necesar. Acest lucru face ca uneori să se toarne lingouri cu secțiune mai mare. În condițiile noastre, cu tehnologia și utilajele de forjare existente, s-au obținut rezultate satisfăcătoare cu lingouri pînă la maximum 250 kg (secțiune 350 cm²). In literatura de specialitate sînt citate cazuri de obținere a unor lingouri de calitate satisfăcătoare, chiar la greutăți mult mai mari (500—1 000 kg) [7].

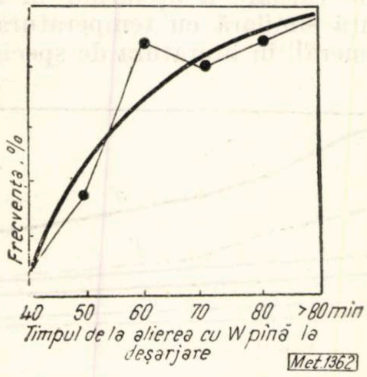


Fig. 1. Influența duratei de menținere a șarjei în cuptor după ultimul adaos de ferowolfram asupra frecvenței șarjelor cu repartiție bună a carburilor.

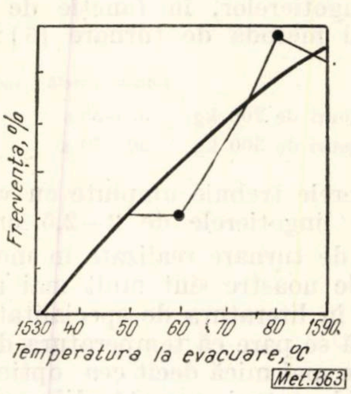
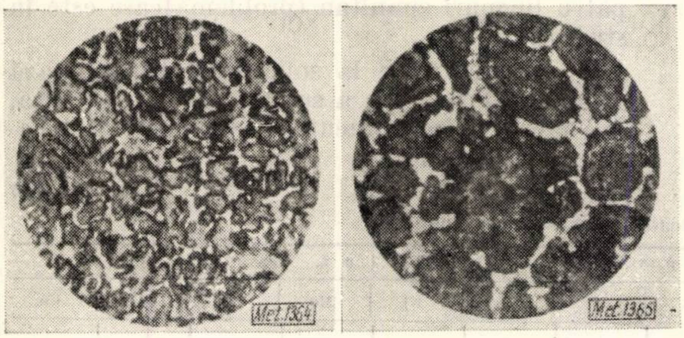


Fig. 2. Frecvența șarjelor cu repartiție bună a carburilor în funcție de temperatura de elaborare și evacuare.



a) b)

Fig. 3 :

a) Oțel RW 180, structură de turnare în zona 5—10 mm de la suprafața lingoului; b) Oțel RW 180, structură de turnare în zona 70—80 mm de la suprafața lingoului.

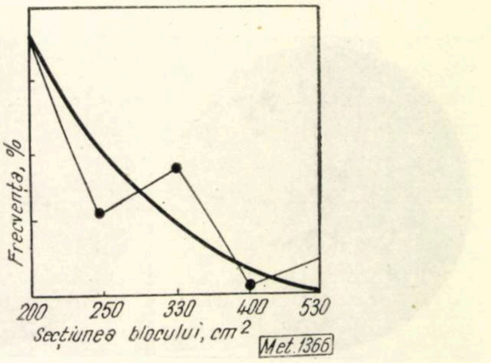


Fig. 4. Micșorarea frecvenței șarjelor cu repartiție optimă a carburilor la creșterea secțiunii transversale a lingoului.

În afară de mărimea secțiunii, asupra vitezei de răcire la solidificare și, deci, asupra caracterului structurii macro și microscopice a lingoului, influențează și forma secțiunii acestuia.

La două lingouri de aceeași greutate, conicitate și suprafață a secțiunii transversale, diferența fiind doar în ceea ce privește forma (unul rotund și celălalt pătrat, fig. 5, a, b.), viteza de solidificare este diferită. Acest fapt este normal dacă ținem seama de suprafața de pierdere a căldurii spre exterior (care este cu circa 13 % mai mare la lingoul pătrat), precum și de efectul favorabil al muchiilor asupra pierderilor de căldură. Comparînd rezultatele obținute, în condițiile noastre, la turnarea lingourilor rotunde și pătrate, se constată că porozitatea centrală este mai pronunțată la lingoul rotund decît la cel pătrat (fig. 6, a, b).

Temperatura de turnare are o influență hotărîtoare asupra procesului de solidificare a oțelului. Dacă temperatura de evacuare este bine să fie cît mai ridicată posibil, temperatura

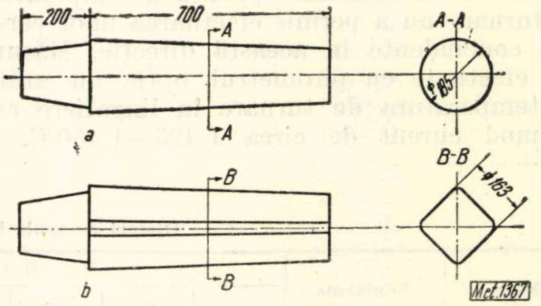
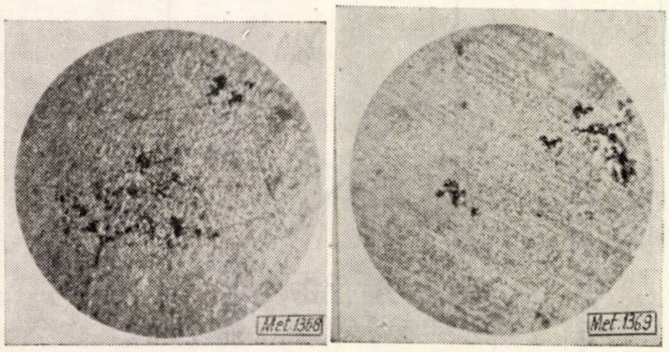


Fig. 5 :

a) Lingou rotund de 175 kg; b) lingou pătrat de 175 kg.

de turnare în lingotiere este limitată la o valoare sau mai bine-zis la un domeniu optim, caracteristic fiecărei mărci de oţel.

Cercetările efectuate în R.D. Germană privind oţelul rapid cu 12% wolfram au stabilit că temperatura optimă de turnare este de 1 460°C (fig. 7). Dacă oţelul este turnat mai cald, se produce o segregaţie de carburi mult mai puternică [4].



a) b)

Fig. 6:

a) Porozitate centrală în lingou rotund la circa 50 mm sub maselotă; *b*) porozitate centrală în lingou pătrat la circa 50 mm sub maselotă.

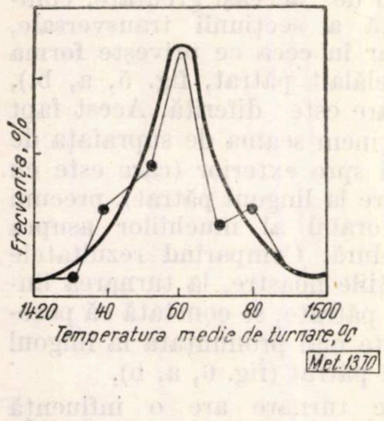


Fig. 7. Influenţa temperaturii de turnare asupra frecvenţei şarjelor cu repartiţie optimă a carburilor.

În cazul mărcilor de oţel elaborate la noi, lipsa pînă în prezent a unor mijloace corespunzătoare de determinare precisă a temperaturii de turnare nu a permis efectuarea unor cercetări concludente în această direcţie. Măsurările efectuate cu pirometrul optic au arătat că temperatura de turnare în lingotiere este în mod curent de circa 1 425–1 450°C. În viitor, prin determinări cu ajutorul termocuplelor de imersie, se va stabili în condiţii mai sigure intervalul optim de temperaturi pentru turnarea oţelurilor rapide.

Viteza de turnare a oţelurilor în lingotiere are influenţă similară cu temperatura de turnare. În general, în literatura de specialitate se indică următoarele valori ale timpului de umplere a lingotierelor, în funcţie de mărimea lingoului şi metoda de turnare [6]:

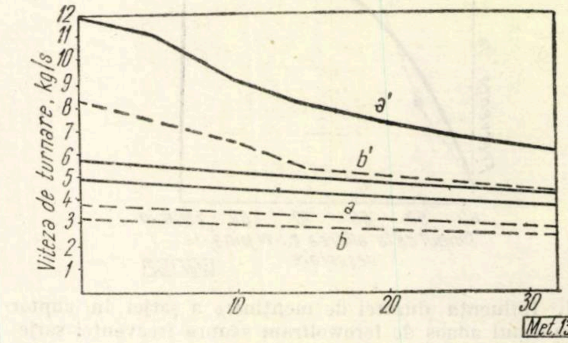


Fig. 8. Diagrama variaţiei vitezelor de turnare:

a – viteza la turnare pînă la maselotă; *b* – viteza la turnare completă; *a'* şi *b'* – vitezele realizate la turnarea şarjelor în condiţiile uzinei „23 August".

	turnare directă	turnare prin sifon
– pentru lingouri de 200 kg	35–55 s	–
– pentru lingouri de 300 kg	50–70 s	70–80 s

Maselotierele trebuie umplute cu viteză mai mică decît lingotierele de 2–2,5 ori.

Vitezele de turnare realizate în mod practic în condiţiile noastre sînt mult mai mari decît cele citate în literatura de specialitate (fig. 8). Cu toate că se pare că temperatura de turnare folosită este mai mică decît cea optimă pentru oţelul rapid, totuşi această diferenţă dintre valorile vitezelor de turnare realizate şi cele recomandate nu este indicată. Vitezele mari de turnare favorizează, cel puţin parţial, tendinţa spre prelungirea retasurii şi chiar segregarea carbidică. Micşorarea vitezei de umplere a lingotierei poate fi realizată practic prin turnarea cu pîlnie intermediară a două pînă la patru lingouri simultan (problemă care este în studiu).

Viteza de răcire la solidificare influenţează viteza de propagare a solidificării, iar aceasta, la rîndul ei, are influenţă directă asupra struc-

Tabela 7

Oţeluri de scule încercate la turnarea continuă

Marca	Echivalenţa	Compoziţia chimică, %										
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Mo	W	V	Co
W 6		1,04	1,08	0,22	0,006	0,009	0,57					
W 7		1,52	0,42	0,22	0,012	0,014	1,48					
W 8	C 120	1,82	0,31	0,49	–	–	12,47					
W 9	W 85	0,37	0,41	0,40	0,013	0,017	2,45	–	–	7,93	0,25	–
W 10		0,79	–	–	–	–	4,30	–	0,71	11,16	1,90	–

turii. Pentru a ilustra acest lucru vom face apel la rezultatele obținute în Germania, la turnarea

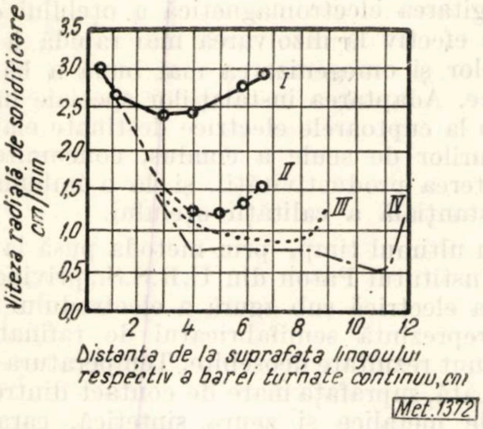
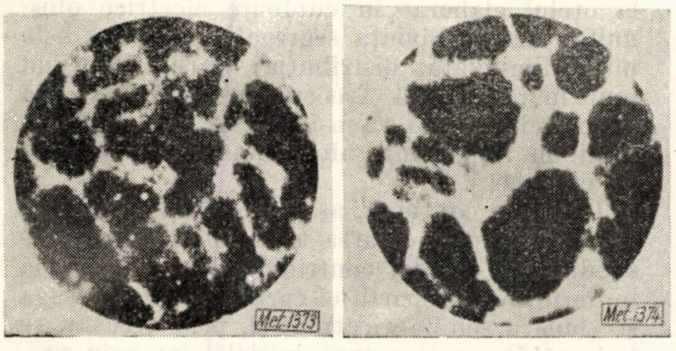
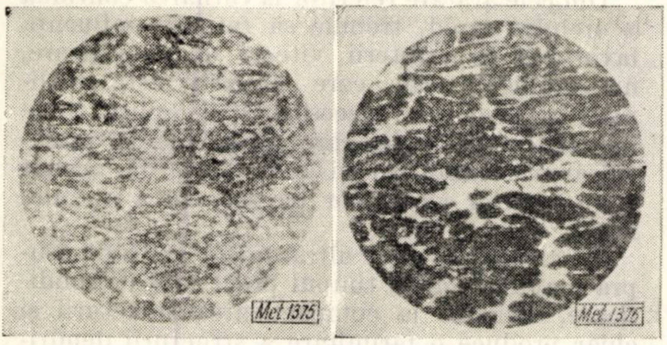


Fig. 9. Variația vitezelor radiale de solidificare :
I – bară turnată continuu cu diametrul de 130 mm ; *II* – lingou cu diametrul de 130 mm ; *III* – lingou cu diametrul de 180 mm ; *IV* – lingou cu diametrul de 245 mm.



a)   b)

Fig. 10 :
a – structură de turnare în bară turnată continuu (W 10) ; *b* – structură de turnare în lingou turnat clasic (W 10)



a)   b)

Fig. 11 :
a – structură după prelucrarea plastică la cald a barei turnate continuu (W 10) ; *b*) structură după prelucrarea plastică la cald a lingoului turnat clasic (W 10).

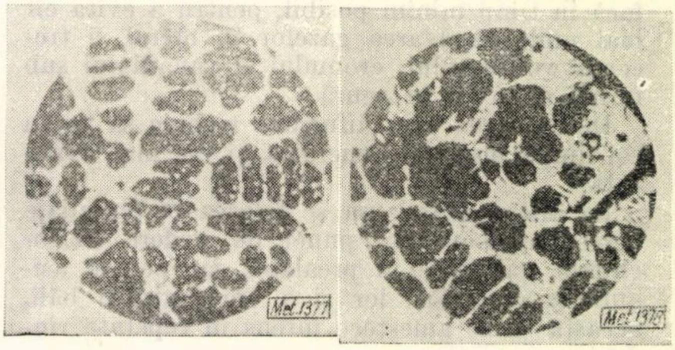
continuă a cinci oțeluri de scule, a căror analiză este dată în tabela 7 [10].

Încercările de turnare continuă s-au executat într-o instalație cu cochilia cristalizator, avînd diametrul de 130 mm și lungimea un multiplu al diametrului. În urma trecerii prin acest cristalizator, oțelul se solidifică pe aproape jumătate din secțiunea sa transversală. Dacă de la ieșirea din cristalizator bara ar rămîne în aer, viteza de răcire și deci de solidificare ar scădea foarte mult, ceea ce a impus pentru menținerea unei viteze mari de solidificare adaptarea, și în continuare, a unor dispozitive speciale.

Valorile vitezelor radiale de solidificare realizate în acest caz sînt redate în figura 9.

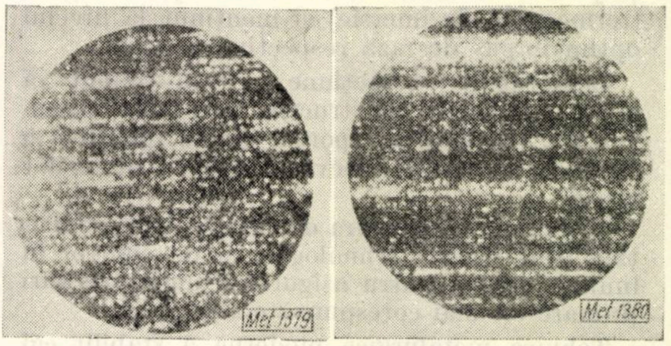
Încercările făcute asupra oțelului W 8 și W 10 au arătat că turnarea continuă conduce la rezultate superioare turnării clasice. În esență, superioritatea ei constă în realizarea unei viteze mărite de răcire la solidificare și, deci, prin acesta se micșorează segregația carbidică.

Microfotografiile redate în figura 10, a, b, figura 11, a, b, figura 12, a, b, și figura 13, a, b, confirmă pe deplin această concluzie.



a)   b)

Fig. 12 :
structură de turnare în bară turnată continuu (W 8) ;
b) structură de turnare în lingou turnat clasic (W 8).



a)   b)

Fig. 13 :
a – structură după prelucrarea plastică la cald a barei turnate continuu (W 8) ;
b – structură după prelucrarea plastică la cald a lingoului turnat clasic (W 8).

Concluzii. Din analiza procesului tehnologic de elaborare și turnare se constată că, pentru asigurarea unei producții de oțel rapid de calitate superioară și constantă, este absolut necesar să se stabilească o tehnologie cît mai corespunzătoare în condițiile concrete din oțelăria respectivă și să se asigure o disciplină tehnologică severă. Atît în munca de elaborare a tehnologiei cît și în cursul aplicării ei este necesar să se insiste în mod deosebit asupra îndeplinirii condițiilor fundamentale ce influențează în mod nemijlocit asupra calității oțelului și să se dezvolte continuu posibilitățile de promovare a metodelor tehnologice avansate, astfel încît procesul tehnologic să constituie mijlocul permanent de ridicare a valorii calitative a producției.

Materia primă trebuie să aibă analiza chimică cunoscută și puritatea maximă, atît în ceea ce privește elementele nedorite (Mn, P, Ni etc.) cît și în impuritățile nemetalice. Cuptorul în care se elaborează oțelul trebuie să fie căptușit cu material refractar de calitate superioară, pentru a permite lucrul la temperaturi ridicate, și să nu necesite ajustări la cald de proporții mari. Încărcarea și topirea este necesar să se facă în timp minim posibil, pentru a evita cît mai mult dizolvarea gazelor în metal și trecerea wolframului, cromului și vanadiului sub formă de oxizi în zgură.

Dezoxidarea prin difuziune trebuie să fie în tot timpul elaborării energică și cît mai avansată.

La aliere trebuie să se folosească feroaliaje corespunzătoare din punct de vedere fizicochimic, calcinate în prealabil, iar pentru asigurarea dizolvării lor și a omogenizării băii, aceasta să se amestece intens în repetate rînduri.

După terminarea alierii (în special cu wolfram) se va menține oțelul în cuptor un timp necesar pentru asigurarea unei finisări corespunzătoare a carburilor. Regimul termic al șarjei trebuie să fie controlat cu mijloace sigure (termocuple de imersie) și menținut la nivelul optim impus de faza respectivă a șarjei.

Lingotierele cu secțiune pătrată trebuie să aibă parametrii constructivi (secțiune transversală, conicitate, raportul dintre înălțime și diametrul mediu) adecvați turnării oțelurilor rapide.

Viteza și temperatura de turnare se vor menține prin măsuri tehnologice și de control în limite optime pentru asigurarea unei structuri primare cît mai corespunzătoare.

Tehnica metalurgică modernă a stabilit căi noi în vederea rezolvării problemelor grele și complexe puse de elaborarea și turnarea oțelurilor rapide. Trebuie să rețină atenția oțelarilor metodele ce conduc la obținerea unei purități mai înalte și a unei omogenități cît mai avansate. Astfel, oțelarii sovietici prin experimentări multiple au stabilit că metodele de elaborare cu insuflare de oxigen în baie au aplicabilitate și la elaborarea oțelurilor rapide, conducînd la degazarea avansată a oțelului și la finisarea carburilor. Această metodă s-a aplicat pe scară industrială cu rezultate bune [5].

Agitarea electromagnetică a oțelului contribuie efectiv la dizolvarea mai rapidă a feroaliajelor și omogenizarea mai bună a băii metalice. Adaptarea instalațiilor speciale în acest scop la cuptoarele electrice destinate elaborării oțelurilor de scule a condus, concomitent cu creșterea productivității, și la o îmbunătățire substanțială a calității oțelului.

În ultimul timp, prin metoda pusă la punct de Institutul Paton din U.R.S.S., privind retopirea electrică sub zgură a electrodului fuzibil ce reprezintă semifabricatul de rafinat, s-au obținut rezultate deosebite. Temperatura foarte ridicată, suprafața mare de contact dintre picăturile metalice și zgura sintetică, caracteristicile fizico-chimice deosebite ale zgurei, precum și solidificarea rapidă și dirijată în creuzetul instalației, conduc la obținerea unui metal cu puritate de cîteva ori (3—4) mai mare decît la oțelul elaborat în cuptoare electrice obișnuite, iar în privința segregației, aceasta este mult diminuată, distribuția carburilor fiind mult mai uniformă. Trecerea la faza industrială a acestei metode va asigura în mod indiscutabil un important salt calitativ în producția de oțel [11].

Turnarea continuă, așa cum a fost remarcat și mai sus, prin crearea unei condiții prielnice solidificării rapide, contribuie de asemenea la uniformizarea repartiției carburilor pe întreaga secțiune a semifabricatului și, prin aceasta, se îmbunătățește structura inițială, iar prin prelucrarea plastică ulterioară se obțin mai ușor și mai sigur rezultate bune în ceea ce privește structura și celelalte caracteristici tehnologice și de exploatare a materialului.

Din cele arătate referitor la turnarea continuă a oțelului rapid, trebuie să reținem influența favorabilă a creșterii vitezei de solidificare, nu mijlocul prin care aceasta este realizată, și deci este necesar să se aplice toate metodele tehnologice care contribuie la intensificarea solidificării și corespund, în același timp, tuturor condițiilor de turnare a oțelului rapid.

Vibrarea sonică și ultrasonică, aplicată asupra materialului în timpul procesului de solidificare, conduce la compactizarea structurii și chiar produce o fărîmițare a structurii dendritice încă din timpul nașterii ei. În acest fel și această metodă, parțial însușită de producția noastră, merită să fie dezvoltată în scopul creșterii calității oțelului.

Dezvoltarea rapidă a științei și tehnicii metalurgice va conduce într-un viitor destul de apropiat la stabilirea unor parametri metalurgici științifici și a unor procedee tehnice complexe, prin care calitatea oțelurilor rapide va fi îmbunătățită.

Bibliografie

[1] *Malenkina, E. I.* Despre problema îmbunătățirii structurii oțelului rapid. In : Stal, nr. 4, 1955.

[2] *Protasov, A. A.* Referitor la problema îmbunătățirii structurii oțelului rapid. In : Stal, nr. 7, 1956.

[3] *Werner, K.* Măsuri pentru evitarea separațiilor de carburi în oțelurile rapide. În : Neue Hütte nr. 8, 1955.

[4] *Werner, K.* Elaborarea oțelurilor rapide în R.D.G. In : Neue Hütte, nr. 4, 1957.

[5] *Svistunov, A. M.* Noul în producerea oțelului rapid R 18. In : Stal, nr. 1, 1962.

[6] *Leikin, V. E.* Elaborarea oțelurilor în cuptoarele electrice. București, Editura tehnică, 1954 (traducere din limba rusă).

[7] *Leitner, F.* și *Plöckinger, E.* Producția oțelurilor nobile. Topire, turnare, încercare. (Die Edelstahlerzeugung. Schmelzen, Giessen, Prüfung). Wien, Springer-Verlag, 1950.

[8] *Rău, A.* Elaborarea oțelurilor. București, Editura tehnică, 1959.

[9] *Sisco, F. F.* și *Siegel, H.* Producerea oțelului electric. (Das Elektrostahlverfahren). Ofenbau. Elektrotechnik, Metalurgie und Wirtschafteichus. Berlin, Springer-Verlag, 1951.

[10] Proprietățile oțelurilor de calitate aliate, turnate continuu în bare. În : Stahl und Eisen, nr. 24, 1950.

[11] *Leibenzon, C. A.* și *Tregubenco, A. F.* Producerea oțelurilor prin metoda retopirii sub zgură electrică. Moscova, Metalurghizdat, 1962.

CZ 669.183.21 :621.18 – 681 :662.992

Amplasarea optimă a cazanului recuperator în cazul preîncălzirii aerului în două trepte, la un cuptor Martin

Ing. PETRE VEZEANU
Institutul de cercetări metalurgice

Dintre multiplele posibilități de recuperare a căldurii din gazele de ardere evacuate dintr-un cuptor Martin, soluția intercalării cazanului recuperator între cele două trepte (recuperativă și regenerativă) de preîncălzire a aerului prezintă avantaje economice și funcționale [1].

Pe traseul gazelor de ardere, de la ieșirea din spațiul de elaborare și pînă la coș, conform acestei scheme, se află trei schimbători de căldură : preîncălzitorul de aer regenerativ, cazanul recuperator și preîncălzitorul de aer recuperativ (fig. 1).

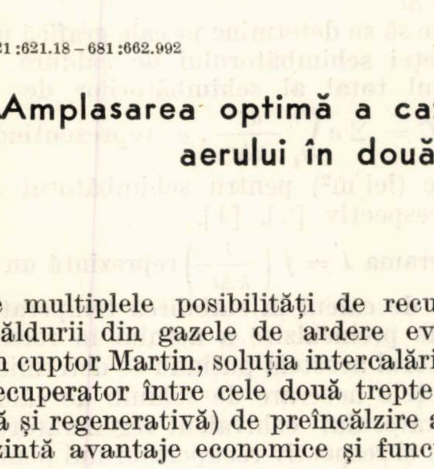


Fig. 1. Schema cu intercalare a cazanului recuperator între cele două trepte de preîncălzire a aerului :
1 – cuptor Martin ; 2 – regenerator ; 3 – cazan recuperator ; 4 – recuperator ; 5 – exhaustor ; 6 – coș.

Suma cantităților de căldură ce se transmit pentru preîncălzirea aerului și obținerea aburului este bine precizată, deoarece atît debitul de gaze arse, temperatura acestora la intrarea în regenerator cît și la coș sînt cunoscute. De asemenea, este fixată temperatura finală de preîncălzire a aerului.

Precizarea întregului regim de temperaturi între care lucrează cei trei schimbători de căldură se face prin alegerea temperaturii de preîncălzire a aerului la ieșirea din prima treaptă.

Cu cît această temperatură este mai ridicată, suprafața necesară de schimb de căldură a regeneratorului se micșorează (fiind necesar să se transmită o cantitate mai mică de căldură), cea a cazanului se reduce și ea (aceeași cantitate de căldură transmisă însă într-o zonă de temperaturi mai ridicate), mărindu-se în schimb suprafața primei trepte a preîncălzitorului de aer (fiind necesar să se transmită o cantitate mai mare de căldură).

Se consideră amplasare optimă a cazanului recuperator aceea pentru care costul celor trei schimbători de căldură este minim.

Deci problema constă în a găsi temperatura optimă la ieșirea din prima treaptă a preîncălzitorului de aer sau, altfel spus, în a repartiza cantitatea de căldură necesară preîncălzirii aerului pe regenerator și recuperator.

Calculul unui recuperator echivalent regeneratorului. Pentru a elimina din calcule regeneratorul, a cărui funcționare este ciclică, se poate calcula un schimbător de căldură recuperator echivalent.

Dificultatea constă în determinarea suprafeței de schimb de căldură echivalentă, fiind necesar să se calculeze coeficientul global de transmisie a căldurii, *k*.

Aceasta se determină cu relația [2]:

$$\frac{1}{k}=\frac{1}{\alpha\Delta\tau}+\frac{2}{3}\frac{r}{\lambda\Delta\tau}\left(1-\frac{2}{15}\frac{r^2}{a\Delta\tau}\right)+\frac{1}{\alpha'\Delta\tau}$$

în care:

α și α' sînt coeficienții de transmisie a căldurii de la gazele de ardere la cărămidă și respectiv de la cărămidă la aer, kcal/m²h°C;
$\Delta\tau$ — durata perioadei de inversare, h;
r — jumătate din grosimea cărămizii, m;
λ — conductivitatea termică a cărămizii, kcal/m h°C;
a — difuzivitatea termică a cărămizii, m²/h.

În cazul în care:

$\Delta\tau<\frac{r^2}{2a}$, k se calculează cu relația:

$$\frac{1}{k}=\frac{1}{\alpha\Delta\tau}+\frac{2}{3}\frac{r}{\lambda\Delta\tau}\psi\left(\frac{a\,\Delta\tau}{r^2}\right)+\frac{1}{\alpha'\Delta\tau}.$$

Valorile funcției $\psi\left(\frac{a\,\Delta\tau}{r^2}\right)$ sînt date în tabela 1.

Tabela 1

$\frac{a\,\Delta\tau}{r^2}$	$\psi\frac{a\,\Delta\tau}{r^2}$
0,05	0,250
0,10	0,360
0,20	0,490
0,30	0,600
0,40	0,683
0,50	0,738
1,00	0,852
2,00	0,933

Determinîndu-se astfel valoarea coeficientului global de transmisie a căldurii k pentru un schimbător de căldură de suprafață echivalent regeneratorului, cunoscînd regimul de temperaturi în care are loc schimbul de căldură, se poate calcula cu ajutorul relației generale de schimb de căldură: $S=\frac{Q}{k\,\Delta t_m}$ suprafața necesară a recuperatorului; Q este cantitatea de căldură transmisă aerului în regenerator (respectiv recuperator echivalent), kcal/h; Δt_m — diferența medie logaritmică de temperatură între gazele de ardere și aerul ce se preîncălzește, °C.

Utilizarea diagramei $I=f\left(\frac{1}{k\,\Delta t}\right)$. Deoarece presiunea gazelor de ardere este practic constantă pe traseul spațiu de elaborare-coș, se poate scrie pentru un schimbător de căldură: $dI = k\,\Delta t\,dS$, în care: I este entalpia gazelor de ardere, kcal/h; k — coeficientul global de transmisie a căldurii, kcal/m²h°C; Δt — diferența dintre temperatura gazelor de ardere și cea a fluidului încălzit (aer, apă, abur sau emulsie apă-abur), °C; S — suprafața de schimb de căldură, m².

Deci $S=\int_{I_i}^{I_f}\frac{dI}{k\,\Delta t}$, I_i, I_f fiind entalpiile gazelor de ardere la intrarea, respectiv ieșirea din schimbător.

Cunoscînd modul de variație a coeficientului total de transmisie a căldurii cu temperatura gazelor, adică $k=f(\mathrm{t})$ se poate calcula expresia: $\frac{1}{k\,\Delta t}$ care reprezentată ca funcție de entalpie permite să se determine pe cale grafică mărimea suprafeței schimbătorului de căldură.

Costul total al schimbătorilor de căldură este: $C=\Sigma\,c\int_{I_i}^{I_f}\frac{dI}{k\Delta t}$, c reprezentînd costul specific (lei/m²) pentru schimbătorul de căldură respectiv [3], [4].

Diagrama $I=f\left(\frac{1}{k\Delta t}\right)$ reprezintă un auxiliar prețios de calcul în stabilirea temperaturii optime de preîncălzire a aerului în recuperator, cu ajutorul acesteia putîndu-se determina rapid suprafețele necesare de schimb de căldură ale recuperatorului echivalent regeneratorului, cazanului și respectiv recuperatorului pentru diferite moduri de repartizare a cantității de căldură necesară preîncălzirii aerului.

Exemplu de calcul. Se consideră cazul unui cuptor Martin de 130 t funcționînd cu păcură:

— debitul de combustibil (B): 2 500 kg/h;

— temperatura gazelor la intrarea în regenerator (t_1): 1 700°C;

— temperatura gazelor la coș (t_4): 200°C;

— temperatura aerului la intrarea în recuperator: 20°C;

— temperatura aerului la ieșirea din regenerator: 1 200°C. Din diagrama $I-f$ (t) (fig. 2) rezultă:

$$I_1=B\,i_1=2\,500\times 8\,350=20{,}88\times 10^6\ \text{kcal/h};$$

$$I_4=B\,i_4=2\,500\times 1\,100=2{,}75\times 10^6\ \text{kcal/h}.$$

Deci cantitatea de căldură ce se recuperează este $Q_{rec}=I_1-I_4=18{,}13\times 10^6$ kcal/h.

Cantitatea de căldură necesară preîncălzirii aerului de la 20 la 1 200°C este $Q_{pa}=B\alpha L_{min}\Delta i$, în care:

α este coeficientul de exces de aer;
L_{min} — cantitatea de aer necesară arderii teoretice a unui kg de păcură, Nm³/kg;
$\Delta i = i_{1200}-i_{20}$;
i_{1200} i_{20} — entalpia aerului la 1 200°C, respectiv 20°C, kcal/Nm³;

$$Q_{pa}=2\,500\times 1{,}1\times 12{,}2\,(410{,}6-6{,}2)=$$
$$=13{,}57\times 10^6\ \text{kcal/h}.$$

Pentru producerea aburului se dispune de o cantitate de căldură : $Q_{ab} = Q_{rec} - Q_{pa} = 4,56 \times \times 10^6$ kcal/h.

Considerînd că se produce abur saturat uscat la 18 ata, temperatura apei de alimentare fiind 100°C și luînd randamentul cazanului recuperator $\eta_c = 0,95$, debitul de abur este :

$$D = \frac{0,95 \times 4,56 \times 10^6}{667,9 - 100,3}.$$

Calculele s-au făcut pentru trei valori ale temperaturii de ieșire a aerului din recuperator : 600, 400 și 200°C.

În figura 2 sînt prezentate diagramele de calcul pentru cazul preîncălzirii aerului în recuperator la 600°C.

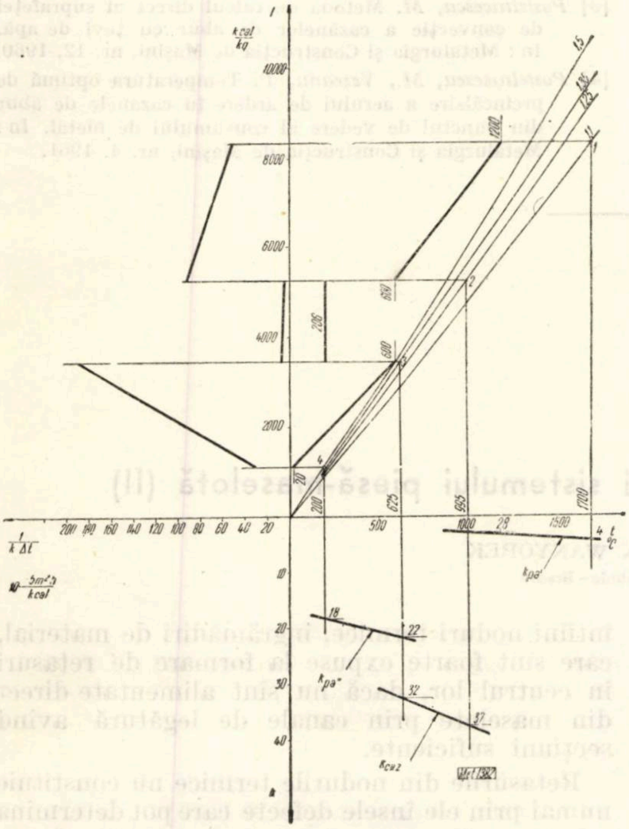


Fig. 2. Determinarea suprafețelor schimbătoarelor de căldură cu ajutorul diagramei $I = f\left(\frac{1}{k\,\Delta t}\right)$ (diagrama a fost redusă de 0,14 ori față de cea de calcul).

Scările considerate sînt :

— pentru entalpii : 1 mm → 50 kcal/kg → 125 000 kcal/h ;

— pentru expresia $\frac{1}{k\,\Delta t}$: 1 mm → 2×10^{-5} m²h/kcal. Pentru suprafețe, în diagrama $I = f\left(\frac{1}{k\,\Delta t}\right)$; rezultă : 1 mm² → $125\,000 \times 2 \times \times 10^{-5} = 2,5$ m².

În tabela 2 sînt centralizate valorile suprafețelor obținute cu ajutorul metodei grafo analitice arătate.

Tabela 2

Temperatura aerului la ieșirea din recuperator, °C	Suprafața, m²		
	Regenerator (recuperator echivalent)	Cazan recuperator	Recuperator tubular
200	7 210	695	619
400	6 080	342	1 693
600	5 420	244	6 390

Variația suprafețelor celor trei schimbători de căldură funcție de temperatura de preîncălzire în recuperatorul tubular este ilustrată în figura 3.

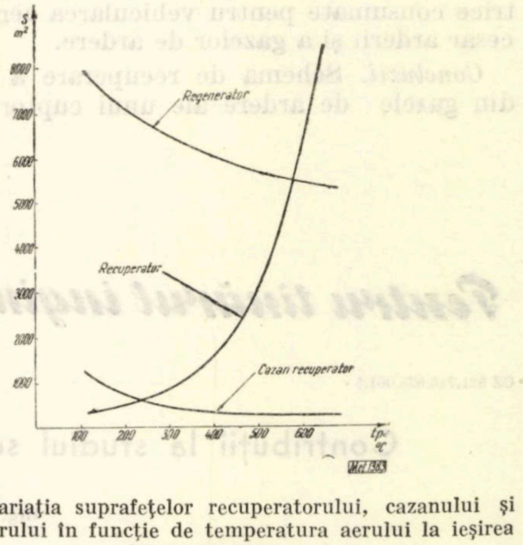


Fig. 3. Variația suprafețelor recuperatorului, cazanului și regeneratorului în funcție de temperatura aerului la ieșirea din recuperator.

Ținînd seama de costurile specifice și considerînd 100% costul în varianta optimă, în figura 4 s-a prezentat variația costului total funcție de temperatura de ieșire din recuperator.

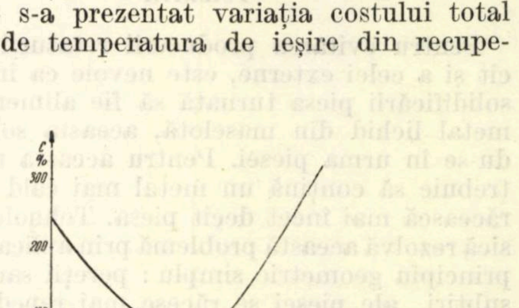


Fig. 4. Variația procentuală a costului suprafețelor de schimb de căldură în funcție de temperatura aerului la ieșirea din recuperator.

Costul variantei clasice de recuperare (cazanul de abur ca ultimă suprafață de schimb de căldură) a fost marcat în ipoteza temperaturii de evacuare a gazelor la coş de 250°C; în absenţa recuperatorului tubular, gazele de ardere nu pot fi răcite pînă la 200°C în cazan (temperatura de saturaţie, ts = 206°C), în exemplul considerat cazanul nefiind prevăzut cu economizor.

Din figura 4 rezultă în mod clar avantajul soluţiei de recuperare cu intercalarea cazanului între cele două trepte ale preîncălzitorului de aer (recuperator-regenerator sau eventual recuperator tubular-recuperator inelar) faţă de soluţia clasică, precum şi importanţa amplasării optime a cazanului recuperator.

Exemplul de calcul considerat nu a avut decît rolul de a concretiza un caz particular şi a fost ales cît mai simplu.

În calculele economice trebuie să se ţină seamă şi de costul suplimentar al energiei electrice consumate pentru vehicularea aerului necesar arderii şi a gazelor de ardere.

Concluzii. Schema de recuperare a căldurii din gazele de ardere ale unui cuptor Martin cu intercalarea cazanului recuperator între treptele de preîncălzire a aerului prezintă avantaje economice faţă de soluţia clasică.

Există o temperatură optimă de preîncălzire a aerului în prima treaptă; în exemplul considerat, circa 300°C. Această temperatură trebuie calculată pentru fiecare caz în parte, fiind în funcţie de condiţiile specifice.

Bibliografie

[1] *Vezeanu, P.* Cazane recuperatoare pentru cuptoarele Martin. În: Metalurgia şi Construcţia de Maşini nr. 10, 1962.

[2] *Taiţ, M. Iu* ş.a. Calculul cuptoarelor de încălzire. Bucureşti, Editura tehnică, 1960.

[3] *Postelnicescu, M.* Metodă de calcul direct al suprafeţei de convecţie a cazanelor de abur cu ţevi de apă. In: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 12, 1960.

[4] *Postelnicescu, M., Vezeanu, P.* Temperatura optimă de preîncălzire a aerului de ardere în cazanele de abur din punctul de vedere al consumului de metal. In: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, nr. 4. 1961.

Pentru tînărul inginer

CZ 621.746.628.001.5

Contribuţii la studiul solidificării sistemului piesă-maselotă (II)

Ing. CONSTANTIN WANYOREK
Institutul politehnic—Braşov

INFLUENŢA TEHNOLOGIEI DE FORMARE-TURNARE ASUPRA DISTRIBUŢIEI TEMPERATURILOR ÎN PIESA TURNATĂ

Pentru evitarea producerii retasurii interne cît şi a celei externe, este nevoie ca în timpul solidificării piesa turnată să fie alimentată cu metal lichid din maselotă, aceasta solidificîndu-se în urma piesei. Pentru aceasta maselota trebuie să conţină un metal mai cald şi să se răcească mai încet decît piesa. Tehnologia clasică rezolvă această problemă prin aplicarea unui principiu geometric simplu: pereţii sau părţile subţiri ale piesei se răcesc mai repede, vidul virtual, care se formează în centrul lor, absoarbe metalul lichid din părţile mai groase, care se răcesc, deci se solidifică mai greu şi mai tîrziu, iar acestea la rîndul lor se alimentează, prin acelaşi mecanism, din maselote, care trebuie să fie mai groase. Aceste părţi, care sînt mai groase şi pot servi deci la alimentarea celorlalte, se numesc noduri termice, în sensul că se răcesc mai greu. Maselotele sînt astfel de noduri termice, fără să facă parte din piesa turnată propriu-zisă. Dar şi în piesa propriu-zisă se pot întîlni noduri termice, îngrămădiri de material, care sînt foarte expuse la formare de retasuri în centrul lor, dacă nu sînt alimentate direct din maselote prin canale de legătură avînd secţiuni suficiente.

Retasurile din nodurile termice nu constituie numai prin ele însele defecte care pot determina rebutarea directă a piesei sau scoaterea ei prematură din uz în timpul exploatării. Nodurile termice din piese sînt şi sursa altor defecte. Ele favorizează producerea crăpăturilor la cald prin contracţie frînată. Frînarea se poate produce autogen sau eterogen, adică fie prin părţi proprii ale piesei, solidificate înaintea nodului termic, fie prin rezistenţa opusă de miez sau de formă [2].

Dacă stînjenirea contracţiei nu este suficient de intensă pentru a provoca apariţia crăpăturilor la cald, atunci frînarea moderată a contracţiei şi răcirea neuniformă, în timp şi în spaţiu, a piesei (mai lentă şi mai tîrziu în nodurile termice, mai rapide şi mai devreme în părţile mai subţiri), vor fi suficiente pentru a determina apariţia şi menţinerea unor tensiuni interne care pot declanşa crăpături la rece după o simplă ciocnire sau, în cazuri mai puţin acute, pot lăsa în piesă o stare de tensiune care determină deformarea ei la răcire după turnare, la reîncălzire sau după prelucrare.

Defectul cel mai grav ataşat nodurilor termice, în afara retasurii, este crăpătura la cald. Pericolul producerii crăpăturilor la cald este şi mai mare, dacă nodul termic este insuficient alimentat, ceea ce conduce la dezvoltarea retasurii şi în consecinţă la slăbirea locală a rezistenţei mecanice, atît prin slăbirea secţiunii cît şi prin efectul de crestătură al formei neregulate a golului de contracţie [1], [2]. De aceea se urmăreşte alimentarea satisfăcătoare a tuturor nodurilor termice ale piesei prin maselote, dimensionarea acestora şi a canalului de legătură maselotă-piesă făcîndu-se cu ajutorul regulei cercului sau sferei înscrise, a cărei introducere în tehnologie a marcat la timpul său un progres important (fig. 13). Cercul sau sfera trebuie să iasă din nodul termic mărindu-se.

I. Tipuri de solidificare după criteriul geometric

După modul cum se face răcirea şi solidificarea metalului în formă, s-a făcut o clasificare a pieselor turnate în trei grupe, pe baza criteriului geometric.

1. Piese cu pereţii de grosime uniformă, la care răcirea şi solidificarea se face concomitent în toate secţiunile (figura 12).

Aceste piese se toarnă fără maselote sau cu maselote minime (răsuflători), iar golul de contracţie nu apare concentrat în anumite regiuni, ci este dispersat uniform pe toată întinderea piesei, fiind localizat aproximativ în zona mediană a grosimii pereţilor. Sub această formă, retasura este mai puţin vătămătoare, iar presiunea atmosferică, apăsînd asupra suprafeţelor exterioare, poate determina în unele cazuri o închidere mecanică, parţială, a acestor goluri, prin turtirea crustei. Tipul de solidificare realizat se numeşte solidificare simultană (figura 12).

Dispersarea microretasurilor este mai uniformă la aliajele cu interval de solidificare (tip I). La cele cu puncte de solidificare (tip II) prevalează concentrarea în zona axială figura 1.

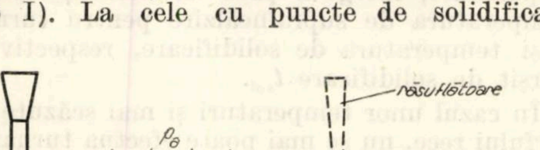


Fig. 12

2. Piese cu pereţi avînd grosimi neuniforme, dar variind totuşi în mod continuu, de la mic la mare. Această dispoziţie în scară a secţiunilor permite alimentarea succesivă a secţiunilor mai subţiri din cele mai groase şi a acestora din maselote, ceea ce conduce la concentrarea retasurii în maselote şi obţinerea unor piese foarte compacte şi rezistente. Răcirea, contracţia, solidificarea se dezvoltă de la extremitatea piesei, mergînd către maselotă.

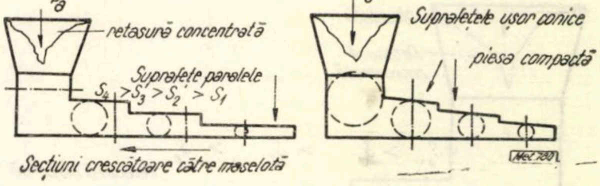


Fig. 13

Pentru realizarea integrală a principiului, secţiunile succesive ar trebui să crească în mod continuu, avînd o uşoară pantă, evitîndu-se pereţii de grosime constantă, caracteristici pentru solidificarea simultană (fig. 13).

Tipul de solidificare realizat se numeşte solidificare succesivă, iar dacă aceasta se realizează datorită unor măsuri tehnologice sau constructive speciale, prin care se obţine acest rezultat în mod intenţionat, prin îngroşări de pereţi, adaosuri tehnologice, se poate vorbi de solidificare dirijată, caracterizată prin satisfacerea regulei cercului sau sferei înscrise.

3. Varietatea mare a formelor geometrice ale pieselor turnate face ca multe să aparţină unui tip de solidificare mixt: unele părţi din piesă se solidifică succesiv, fiind posibilă alimentarea din maselote a acestor părţi, restul piesei trebuind să se solidifice simultan, porţiuni destul de mari avînd grosime constantă, ele aflîndu-se fie în afara razei de acţiune a maselotelor, fie nepretîndu-se, prin conformaţia lor specifică, la alimentarea din maselote.

Solidificarea simultană este economică pentru că se poate realiza fără maselote; solidificarea succesivă necesită o maselotare abundentă, iar solidificarea mixtă necesită maselote mai mici, proporţional cu extinderea pe care o au zonele care se solidifică succesiv.

Deoarece consumul de metal lichid absorbit de maselote înseamnă nu numai cheltuială în plus, ci şi producţie mai mică de piese (obţinute din aceeaşi cantitate de metal lichid), s-a urmărit micşorarea maselotelor, compensînd deficitul geometric prin diferite artificii, chemate fie să păstreze mai bine căldura conţinută şi adusă de metal, fie să aducă căldură în maselote, din exterior ca: izolarea termică a maselotelor cu manşoane calorifuge, încălzirea metalului din maselotă cu arcul electric sau cu prafuri termogene presărate sau sub formă de manşoane, umplerea maselotei cu metalul cel mai cald prin turnarea directă din oală, odată sau în mod repetat.

Răcirea şi solidificarea metalului lichid în formă depinde de temperatura iniţială, de căldura specifică şi de conductivitatea termică, atît ale metalului cît şi ale materialului formei, depinde de grosimea pereţilor (criteriul geometric), dar mai depinde foarte mult şi de modul cum circulă metalul lichid prin forma piesei şi prin anexele ei (canale de turnare şi maselote, răsuflători), adică de sistemul tehnologic adoptat pentru umplerea formei. Umplerea formei nu se produce instantaneu (excepţie: turnarea sub presiune), ea necesită timp, în decursul căruia se produc o serie de fenomene de care tehnologia clasică nu a ţinut seama.

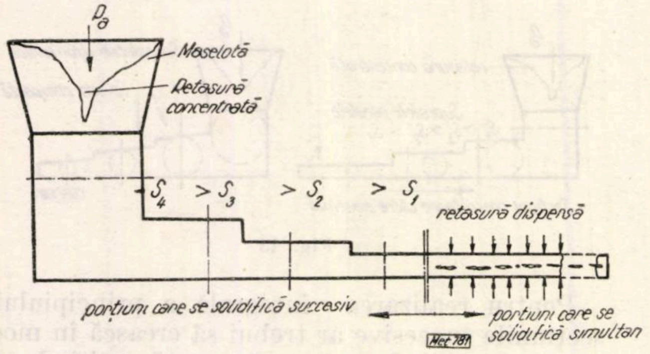


Fig. 14

Aceste fenomene le-am denumit generic *efectul termic dinamic* al curentului de metal lichid care umple forma piesei, circulînd prin ea.

Dacă putem considera oarecum constante proprietăţile termice de bază, atît ale metalului lichid, cît şi ale materialului din care este făcută forma de turnare, mai rămîn doi factori influenţi de care depinde modul de solidificare: factorul geometric (grosimea pereţilor piesei) şi factorul dinamic (modul de umplere a formei cu metal lichid), care determină efectul termic dinamic, pe care îl vom analiza în cele ce urmează.

II. Tipuri de solidificare după criteriul dinamic

Efectul termic dinamic al curentului de metal lichid se manifestă în două moduri:

1. *Căderea de temperatură* (de potenţial termic) care se observă de la punctul de intrare în formă pînă la punctul opus lui, ultimul punct al formei în care ajunge metalul, punct pe care îl numim *extremitatea tehnologică a formei*. Această cădere de temperatură, care se constată atît în masa metalului lichid, cît şi în pereţii formei care îl conţin, are acelaşi sens în ambele medii şi constituie o manifestare *generală* a efectului termic dinamic. Ea are două explicaţii echivalente, care ilustrează perfect cele două aspecte:

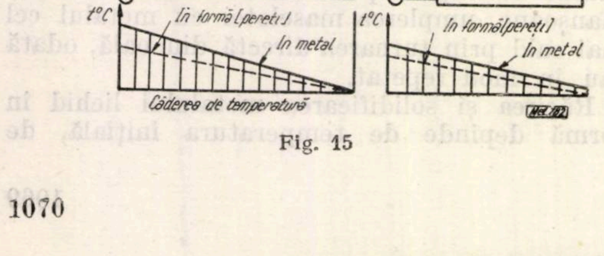


Fig. 15

a) Pe măsură ce metalul circulă prin formă, el pierde căldura cedînd-o pereţilor prin contact direct şi prin radiaţie. Metalul care a parcurs drumul cel mai lung prin formă, ajungînd în extremitatea ei tehnologică, pierde cea mai multă căldură, are temperatura cea mai joasă. Această porţiune de metal o numim *vîrful rece al metalului lichid*, care poate antrena nisip, murdării, zgură, aer, gaze. Datorită temperaturii scăzute a metalului lichid se poate întîmpla ca gazele, care sînt în curs de a se separa din soluţia lichidă în care se găseau dizolvate, să nu mai poată ieşi, rămînînd incluse în metal sub formă de bule (frecvent la fontă şi neferoase). De aceea deseori poate fi utilă scoaterea vîrfului rece din forma piesei şi trecerea lui în răsuflătoare sau maselote prevăzute pentru acest scop (colectarea metalului lichid de proastă calitate).

În cazuri speciale poate fi indicată turnarea cu revărsare abundentă, în vederea spălării complete a formei şi a uniformizării, a nivelării temperaturii în metal şi în formă.

b) Cu cît un punct al suprafeţei formei piesei este situat mai aproape de *punctul de alimentare al piesei*, cu atît va trece peste el o cantitate mai mare de metal, deci în acel punct forma se va încălzi la o temperatură mai ridicată, acumulînd în pereţi cantităţi din ce în ce mai mari de căldură.

Dacă comparăm temperatura metalului în punctul de alimentare al piesei cu temperatura din punctul „extremitatea tehnologică" a formei, se vor constata diferenţe care pot fi foarte importante, mergînd pînă la diferenţa dintre temperatura de supraîncălzire pentru turnare t_t şi temperatura de solidificare, respectiv de sfîrşit de solidificare t_{sol}.

În cazul unor temperaturi şi mai scăzute ale vîrfului rece, nu se mai poate efectua turnarea, nu se mai poate umple forma.

Această cădere de temperatură există în orice piesă turnată, indiferent de tipul de conformaţie geometric (pereţi de grosime uniformă, neuniformă sau mixtă) de care aparţine.

Mărimea căderii de temperatură depinde şi de viteza de umplere: e mai mare la viteze de umplere mici şi mai mică la viteze de umplere mari, care tind să uniformizeze temperatura în metal şi formă, fără să reuşească niciodată pe deplin (fig. 18).

Căderea de temperatură în metal și, paralel cu aceasta, și în pereții formei, ca manifestare *generală* a efectului termic dinamic al curentului de metal lichid care umple forma, circulînd prin ea, influențează puternic modul de răcire-solidificare al piesei : în locurile în care metalul și forma sînt mai calde, pierderile de temperatură vor fi mai mici, metalul rămîne lichid mai mult timp, se va solidifica mai tîrziu, se nasc astfel condiții favorabile pentru formarea unui nod termic.

Principiul solidificării succesive trebuie reformulat astfel : *părțile mai groase (sau mai calde) se vor solidifica în urma celor mai subțiri* (sau mai reci).

Gradul de încălzire al pereților formei, respectiv de păstrare mai bună a temperaturii metalului, se poate evalua dacă exprimăm matematic gradul de încărcare termică, I_t, al unei secțiuni anumite S, dusă prin formă la distanța L de punctul de alimentare, măsurată de-a lungul axului de mișcare prin formă a curentului de metal, secțiunea S fiind așezată normal pe acest ax. Putem scrie o ecuație de definiție, cu scop informativ, în care mărimea lui I_t se exprimă în funcție de mărimea factorilor influenți :

$$I_t = \sim \frac{K_1 \cdot Q \cdot \delta E}{K_2 \cdot L} \cdot \frac{1}{P} + K_3 \cdot \frac{S \cdot \Delta E}{P}$$

(prima parte a formulei reprezintă încărcarea termică dinamică, iar a doua încărcarea termică statică), în care :

Q este debitul total de metal lichid care se scurge prin secțiunea S (egal cu greutatea părții din piesă aflată — conform figurii — la dreapta secțiunii S) ;

δE — cantitatea de căldură cedată de o unitate de masă din Q și înmagazinată în S ;

ΔE — cantitatea de căldură cedată secțiunii S de unitatea de masă din cantitatea de metal care va staționa definitiv în secțiunea S. Această cantitate este egală cu $S \times 1$, adică o felie avînd grosimea egală cu unitatea ;

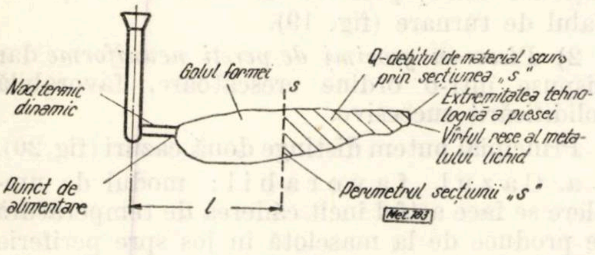

Nod termic dinamic
Golul formei
s
Q-debitul de material scurs prin secțiunea „s"
Extremitatea tehnologică a piesei
Vîrful rece al metalului lichid
Punct de alimentare
l
Perimetrul secțiunii „s"
Met. 783

Fig. 16

P — perimetrul secțiunii ;

$K_1 - K_2 - K_3$ — coeficienți.

Încărcarea termică dinamică provine de la cantitatea de metal lichid care a trecut prin secțiune, cea statică provine de la cantitatea de metal care rămîne și se solidifică în secțiune.

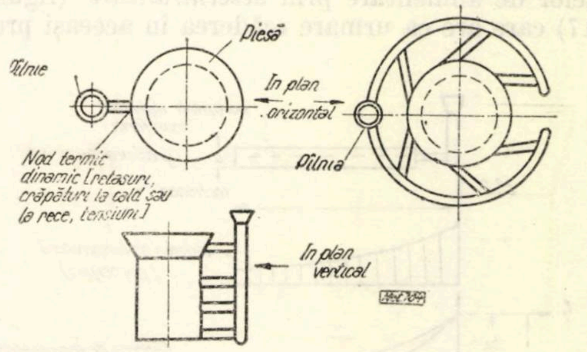

Pîlnie
Piesă
În plan orizontal
Nod termic dinamic [retasuri, crăpături la cald sau la rece, tensiuni]
Pîlnia
În plan vertical
Met. 784

Fig. 17

2. *A doua manifestare* a efectului termic dinamic este formarea unor *noduri termice* de o factură specială, pe care le-am denumit *dinamice* spre a le deosebi de nodurile termice geometrice, ambele cuprinse în cadrul noțiunii mai generale de nod termic, care are însă, în practica tehnologică actuală, sensul de îngrămădire de metal, de îngroșare locală a piesei, deci corespunde de fapt, ca sens, noțiunii de nod termic geometric. Dacă acesta din urmă este foarte ușor de recunoscut, prin dimensiunile sale mai mari decît ale restului piesei, nașterea nodului termic dinamic într-o anumită regiune sau secțiune a formei se datorește faptului că prin locul său, secțiunea respectivă, circulă, în timpul umplerii formei, o cantitate mare de metal lichid, care supraîncălzește puternic în acest timp pereții adiacenți ai formei. În plus, locul respectiv se umple deseori în final cu metal lichid proaspăt, foarte cald, așa că atît rezerva internă de căldură conținută în masa metalică, cît și condițiile favorabile de răcire, realizate prin pereții formei încălziți bine și pe o adîncime mare, fac ca răcirea să fie foarte lentă, metalul să rămînă mult timp lichid. Prin acest mecanism se pot forma noduri termice și în secțiuni care sînt relativ subțiri față de restul piesei, numai datorită circulației intense de metal lichid. *Formarea nodurilor termice dinamice este o manifestare locală a efectului termic dinamic general.* Punctul de alimentare al piesei este un astfel de nod termic dinamic foarte comun.

Nodurile termice dinamice au aceleași calități și defecte ca și cele geometrice : posibilitatea de a le folosi ca rezervoare de metal lichid, tendință de formare de retasuri, de crăpături la cald. Supraîncălzirea locală are ca urmare tensiuni remanente care pot determina apariția crăpăturilor la rece sau deformarea ulterioară a piesei la reîncălzire sau după prelucrarea mecanică. Se formează aderențe puternice, greu de curățat.

Din cauza acestor defecte sîntem deseori obligați să luăm măsuri speciale pentru desființarea nodurilor termice dinamice [1], dintre care cea mai simplă constă în înmulțirea punctelor de alimentare prin *descentralizare* (figura 17) care are ca urmare scăderea în aceeași proporție a încărcării termice în fiecare punct de alimentare în parte. Alt artificiu constă în folosirea răcitorilor interni sau externi, chemați să absoarbă excesul de căldură, uniformizînd răcirea și solidificarea.

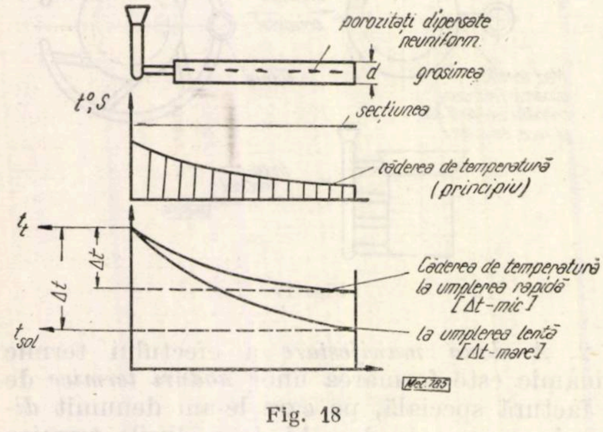

porozități dipersate neuniform
d
grosimea
$t°, s$
secțiunea
căderea de temperatură (principiu)
t_t
Δt
Δt
t_{sol}
Căderea de temperatură la umplerea rapidă [Δt-mic]
la umplerea lentă [Δt-mare]
Met. 785

Fig. 18

O calitate importantă a nodurilor termice dinamice este aceea că aceste zone pot servi foarte bine drept canal de legătură între maselotă și piesă (vezi cazul maselotelor ușor detașabile și al maselotelor laterale), comunicația liberă fiind bine asigurată prin temperatura înaltă a metalului și a formei. Și mai perfectă este utilizarea lor la acele maselote, în care se suprapune nodul termic dinamic peste nodul termic geometric (maselotele MOLPAD). Prin aceasta se realizează în maselotă o concentrație de căldură de o intensitate excepțională care permite o utilizare foarte completă a metalului din maselotă care rămîne foarte mult timp lichid (fig. 19).

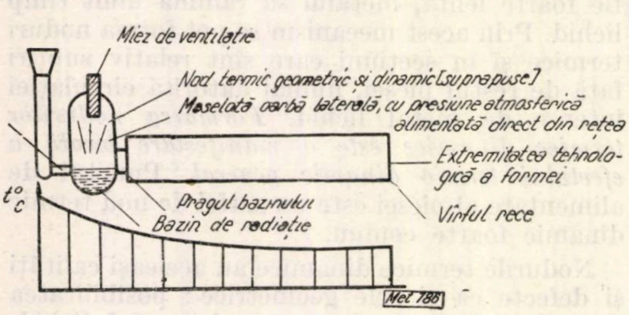

Miez de ventilație
Nod termic geometric și dinamic [suprapuse]
Maselotă oarbă laterală, cu presiune atmosferică alimentată direct din rețea
Extremitatea tehnologică a formei
$t°_c$
Pragul bazinului
Bazin de radiație
Vîrful rece
Met. 786

Fig. 19

III. Tipuri de solidificare rezultate din suprapunerea criteriilor geometric și dinamic

Față de influența excepțională pe care o au efectele termice dinamice asupra modului de solidificare al pieselor, este necesar să revedem clasificarea pieselor după tipul de solidificare geometric și să completăm caracterizarea lor în lumina teoriei efectului termic dinamic. Efectul acesta este prezent în toate cazurile; acțiunea lui se produce în mod inevitabil și se suprapune peste efectul geometric, modificîndu-i rezultatele în plus sau în minus.

Principiul geometric are caracter static, el presupune că temperatura în piesa turnată lichidă este uniformă, răcirea este influențată numai de grosimea pereților. Principiul efectului termic dinamic ține seama de influența curentului de metal fierbinte care se scurge prin formă, ceea ce conduce la o distribuție neuniformă a căldurii și temperaturii. În realitate se aplică ambele principii. Sinteza lor va conduce la explicațiile teoretice cele mai perfecte și la rezultatele practice cele mai bune, în sensul că pe baza acestei teorii complexe și complete, va fi posibilă dirijarea procesului tehnologic de turnare în condiții tehnice și economice optime.

1) *Piese cu pereți de grosime uniformă.* Căderea dinamică a temperaturii este în funcție și de viteza de umplere a formei. Viteza mare tinde să niveleze temperaturile și în consecință este favorabilă distribuirii mai uniforme a retasurilor dispersate sub formă de porozități. În același sens lucrează și grosimile mici. În aceste condiții este posibilă solidificarea simultană, fără să fie necesară o maselotă (fig. 12).

În schimb, grosimile mari, viteza de umplere mică accentuează tendința de concentrare a retasurii înspre punctul de alimentare și din această cauză neuniformitatea distribuției și mărimea porozităților de retasură în piesă cresc. Porozitățile sînt mai dese și mai mari în vecinătatea punctului de alimentare. Deși grosimea pereților este uniformă, solidificarea este totuși oarecum succesivă, în sensul că părțile mai reci ale piesei se alimentează (în măsura în care este posibil) din părțile mai calde (fig. 18).

În aceste condiții începe să devină justificată alimentarea piesei dintr-o maselotă amplasată rațional între punctul de alimentare și canalul de turnare (fig. 19).

2) *Piese cu grosimi de pereți neuniforme* dar dispuse într-o ordine crescătoare, favorabilă solidificării succesive.

Principial putem distinge două cazuri (fig. 20).

a. Cazul favorabil: modul de umplere se face astfel încît căderea de temperatură se produce de la maselotă în jos spre periferia piesei. Are loc o suprapunere a nodului termic dinamic peste nodul termic geometric, rezultînd un nod termic foarte puternic și activ, care permite folosirea metalului din maselotă cu un randament ridicat și deci micșorarea geometrică a maselotei. Acțiunea statică și cea dinamică se sprijină, se întăresc reciproc. Curba de variație a temperaturii merge paralel cu curba variației secțiunii. Obținînd concordanța dintre efecte, maselota poate fi economică. Vîrful rece al metalului lichid este situat în piesă, ceea ce creează condiții pentru contracție mică și aspect frumos (aderențe slabe).

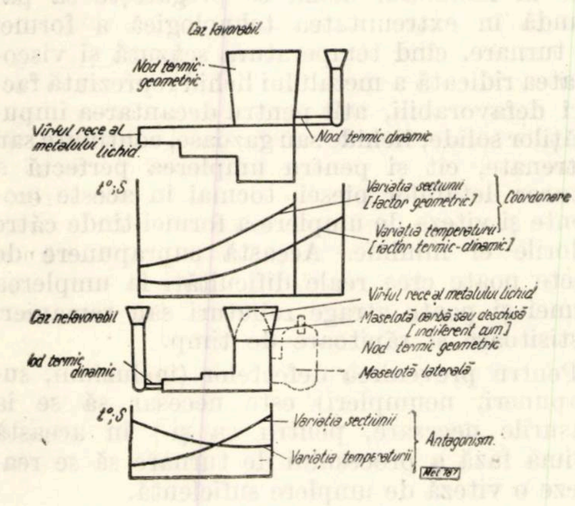

Caz favorabil
Nod termic geometric
Vîrful rece al metalului lichid
Nod termic dinamic
t°; S
Variația secțiunii [factor geometric]
Coordonare
Variația temperaturii [factor termic-dinamic]
Vîrful rece al metalului lichid
Caz nefavorabil
Maselotă oarbă sau deschisă [indiferent cum]
Nod termic geometric
Nod termic dinamic
Maselotă laterală
t°; S
Variația secțiunii
Antagonism.
Variația temperaturii
Met. 787

Fig. 20

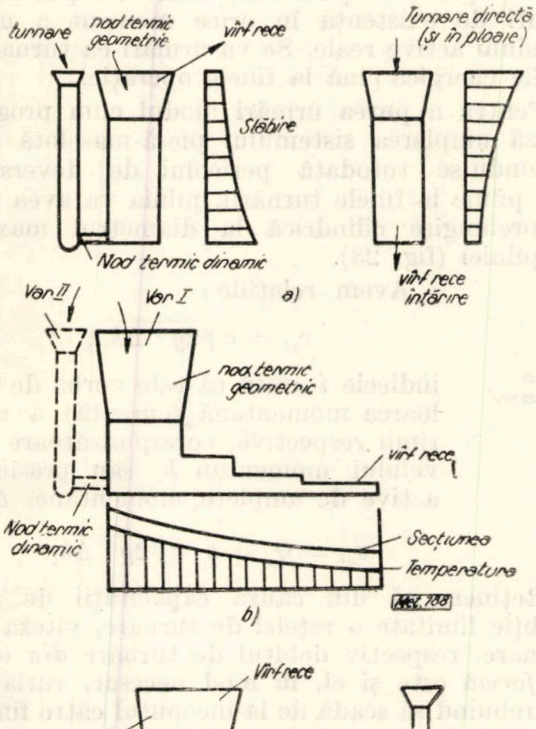

turnare
nod termic geometric
vîrf rece
Slăbire
Nod termic dinamic
Turnare directă (și în ploaie)
vîrf rece întărire
a)
Var II
Var I
nod termic geometric
vîrf rece
Nod termic dinamic
Secțiunea
Temperatura
Met. 788
b)
Vîrf rece
Nod termic geometric
Nod termic dinamic
Secțiunea
Temperatura
Met. 789
c)

Fig. 21

b. **Cazul nefavorabil**: condiții contrare celor de la punctul a. În lungul axului de curgere a metalului lichid prin formă, temperatura și secțiunea variază în sens opus, nodul termic dinamic se formează într-un punct opus amplasamentului nodului termic geometric. Efectele lor se contracarează, se slăbesc reciproc. Va fi nevoie de o maselotă deosebit de mare, indiferent dacă va fi oarbă sau deschisă, pentru a putea compensa această situație. Vîrful rece al metalului lichid pătrunde în maselotă, indiferent dacă este directă sau laterală, deschisă sau oarbă. Deci în maselotă vom avea metalul cel mai rece, în loc de cel mai cald, care va fi în schimb în piesă, dînd naștere la aderențe care fac piesa greu de curățat. Prin plasarea vîrfului rece în maselote, căldura conținută inițial în metal (la turnare) este foarte prost utilizată, suferind mari pierderi pe drum, pînă la amplasarea definitivă a metalului lichid. Acestea sînt defectele tipice ale tehnologiei clasice de turnare.

Maselotele directe sau laterale, deschise sau oarbe, aflate la distanță mare de punctul de alimentare, se vor face mai mari decît cele mai apropiate, deși nodurile geometrice alimentate sînt toate la fel de mari. Motivul îl constituie căderea dinamică a temperaturii în lungul piesei și umplerea maselotelor cu un metal cu atît mai rece, cu cît sînt mai distante de punctul de alimentare. De aici recomandarea ca, în raport cu canalul principal de turnare, maselotele să fie pe cît posibil echidistante (simetrice).

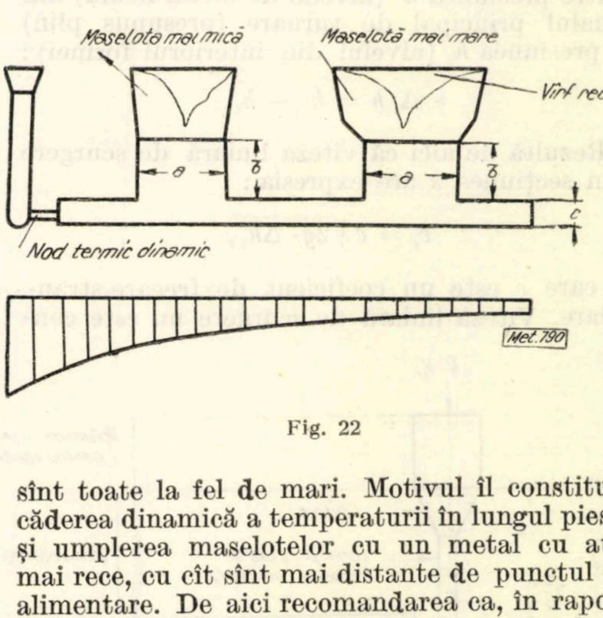

Maselotă mai mică
Maselotă mai mare
Vîrf rece
a
b
a
b
c
Nod termic dinamic
Met. 790

Fig. 22

Modul de distribuție al căldurii și deci și al temperaturii în forma de turnare și în piesa lichidă depinde foarte mult și de viteza de umplere, după cum se va vedea din cele ce urmează.

IV. Viteza reală de ridicare a metalului lichid în formă influențează distribuția temperaturilor în piesa turnată

Vitezele de umplere foarte mari conduc la erodarea materialului formei și miezurilor, tot ele determină stabilirea unui regim de scurgere foarte turbulent, prin care metalul lichid antrenează gaze și aer, pentru ca în final să se obțină piese turnate cu incluziuni de material de formare, zgură, gaze sau aer.

Vitezele de umplere prea mici conduc la apariția cutelor, suprapunerilor, sudurilor reci, eventual chiar la neumplerea formei, din cauză că metalul lichid se solidifică pe parcurs.

Viteza de umplere v_u, exprimată în kg/min, echivalentă cu debitul de turnare Q, depinde de secțiunea s a canalelor de alimentare în locul cel mai strangulat al lor, de regulă la intrarea în piesă și de viteza liniară de scurgere, v_s în m/s, cu care metalul lichid pătrunde în forma piesei. Această viteză de scurgere v_s depinde de presiunea care determină trecerea metalului lichid prin secțiunea s (fig. 23).

Generatoarea defectelor de turnare menționate mai sus nu este viteza de umplere $v_u = Q$, ci tocmai viteza liniară de scurgere v_s în timpul circulației metalului lichid prin rețeaua de turnare și prin forma propriu-zisă.

Presiunea activă care determină trecerea lichidului prin secțiunea s, deci de fapt și umplerea formei, este egală cu diferența $\Delta\, h_i$ dintre presiunea h (nivelul de metal lichid) din canalul principal de turnare (presupus plin) și presiunea h_i (nivelul din interiorul formei) :

$$\Delta_i\, h = h - h_i .$$

Rezultă de aici că viteza liniară de scurgere prin secțiunea s are expresia :

$$v_s = c\sqrt{2g\cdot \Delta h_i},$$

în care c este un coeficient de frecare-strangulare. Viteza liniară de scurgere nu este constantă de la începutul pînă la sfîrșitul turnării, ci variază de la o valoare maximă inițială pînă la o valoare minimă finală, în același sens cum variază diferența presiunilor (dintre exteriorul și interiorul formei), mai corect cu rădăcina pătrată a acestei diferențe. Paralel variază și viteza de umplere $v_u = Q = f(v_s)$.

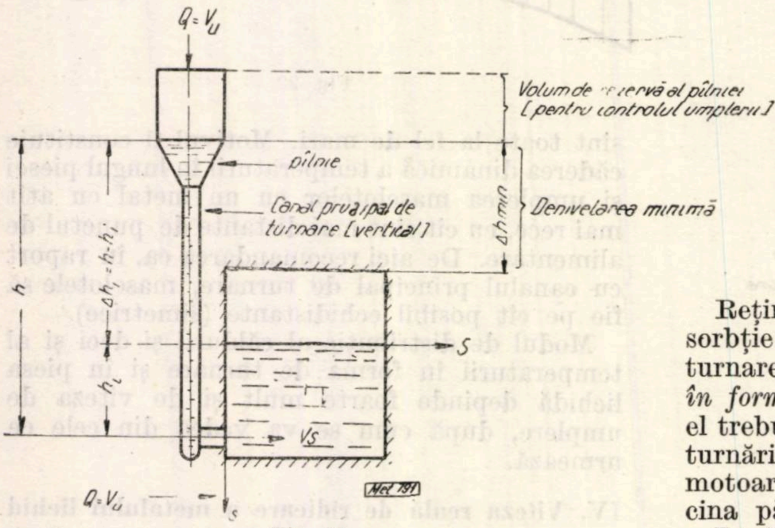


Fig. 23

Se constată că la finele turnării, cînd vîrful rece al metalului lichid se pregătește să pătrundă în extremitatea tehnologică a formei de turnare, cînd temperatura scăzută și viscozitatea ridicată a metalului lichid reprezintă factori defavorabili, atît pentru decantarea impurităților solide, lichide sau gazoase, conținute sau antrenate, cît și pentru umplerea perfectă a tuturor detaliilor piesei, tocmai în aceste momente și viteza de umplere a formei tinde către valorile ei minime. Această suprapunere de efecte poate crea reale dificultăți la umplerea formei și poate atrage rebuturi sau remanieri costisitoare și răpitoare de timp.

Pentru prevenirea defectelor (incluziuni, suprapuneri, neumpleri) este necesar să se ia măsurile necesare, pentru ca și în această ultimă fază a procesului de turnare să se realizeze o viteză de umplere suficientă.

Pentru aceasta este necesar ca între nivelul cel mai ridicat al pieșei și nivelul pîlniei de turnare să existe o denivelare suficientă, minimă, $\Delta\, h_{min}$, denumită denivelarea minimă, și în plus canalul de turnare să fie menținut tot timpul plin pînă sus, altfel nu putem fi siguri de existența în orice moment a unei presiuni active reale. Se va urmări ca turnarea să fie energică pînă la finele operației.

Pentru a putea urmări modul cum progresează umplerea sistemului piesă-maselotă eliminîndu-se totodată pericolul de deversare din pîlnie la finele turnării, pîlnia va avea sus o prelungire cilindrică la diametrul maxim al pîlniei (fig. 23).

Avem relațiile :

$$v_{si} = c\sqrt{2g\cdot \Delta h_i};$$

indicele i arată că este vorba de valoarea momentană (curentă) a mărimii respective, corespunzătoare nivelului momentan h_i sau presiunii active de umplere, momentane, Δh_i,

$$v_{ui} = Q_i = s\cdot c\sqrt{2g\cdot \Delta h_i}.$$

Reținem că din cauza capacității de absorbție limitate a rețelei de turnare, viteza de turnare, respectiv debitul de turnare *din oală în formă* este și el, în mod necesar, variabil, el trebuind să scadă de la începutul către finele turnării, deoarece și el este funcție de presiunea motoare din formă, Δh_i, mai exact, de rădăcina pătrată din Δh_i.

Dacă notăm cu S_i suprafața curentă a secțiunii orizontale prin golul formei piesei la nivelul h_i, vom avea *viteza de ridicare*, de creștere a nivelului de metal lichid în formă, un factor tehnologic interesant, pe care îl însemnăm cu v_r și care depinde și el de presiunea activă

Δh_i, după cum se vede din expresia următoare, care rezultă din aplicarea principiului constanței debitului:

$$Q_i = s \cdot v_{si} = S_i \cdot v_{ri}$$

$$Q_i = s \cdot c \sqrt{2g \cdot \Delta h_i} = S_i \, v_{ri}$$

$$v_{ri} = \frac{s}{S_i} \cdot c \sqrt{2g \cdot \Delta h_i} = \frac{s}{S_i} \, v_{si} .$$

Viteza de ridicare trebuie să îndeplinească condiția unei valori minime, prin care să se împiedice în mod sigur formarea cutelor, a suprapunerilor, a sudurilor reci, a incluziunilor de gaz. Realizarea acestei valori minime a vitezei de ridicare $v_{r\ min}$ impune ca, restul condițiilor fiind comparabile, și viteza liniară de scurgere v_s, și în consecință și viteza de umplere sau debitul $v_{rc} = Q$ să aibă de asemenea asigurate valorile minime corespunzătoare. Toate aceste formulări conduc la condiția de bază: aceea de a se asigura un Δh_{min}, adică o denivelare minimă între creștetul piesei și pîlnie. Pe lîngă aceasta, este clar că se mai impune și respectarea unei valori potrivite a secțiunii de intrare s, care trebuie menținută între limitele economice impuse de necesitatea restrîngerii maxime a consumului de metal lichid destinat pentru umplerea rețelelor de turnare.

Cu cît specificul geometric al piesei sau cu cît caracteristica tehnologiei de turnare determină o răcire mai rapidă a piesei lichide, adică cu cît suprafața specifică s/v este mai mare și cu cît zona în curs de solidificare este mai apropiată de vîrful rece, cu atît viteza de ridicare trebuie să fie mai mare.

Viteza de ridicare poate fi mai mică la piese groase $\left(\frac{s}{S}\ \text{relativ mic}\right)$ și trebuie să fie mare la piese subțiri $\left(\frac{s}{S}\ \text{relativ mare}\right)$. În același sens trebuie să se dirijeze și viteza de umplere și viteza liniară de scurgere. În loc de a mări excesiv secțiunea s, poate fi mai economic și la fel de eficace din punct de vedere tehnic să se mărească Δh_i, denivelarea minimă.

Altă consecință importantă care rezultă de aici privește proporționarea dimensiunilor canalelor de turnare și a denivelării minime Δh_{min}: la piese subțiri canalul va fi relativ gros și denivelarea relativ mare; la piese groase canalul va fi relativ subțire și denivelarea relativ mică.

Acestea sînt principalele concluzii care rezultă din analiza sumară a procesului de umplere a formei de turnare.

Studiile expuse mai sus au constituit baza teoretică atît pentru rezolvarea unor cazuri particulare de piese turnate care prezentau dificultăți deosebite de execuție, cît și pentru proiectarea și soluționarea problemelor curente de tehnologia turnării care se nasc în mod normal în orice turnătorie [1], [2], [3], [4], [5].

TEHNOLOGIA DE TURNARE CU MASELOTE MOLPAD

O aplicație aproape integrală a principiilor stabilite în prezenta lucrare s-a putut face cu ocazia realizării practice a metodei de turnare cu maselote MOLPAD [5] (fig. 24), care nu ar fi reușit fără această bază teoretică.

Din combinarea judicioasă a patru factori tehnologici (maselote oarbe, laterale, sub presiune atmosferică, alimentate direct din rețea) a rezultat o metodă de turnare caracterizată printr-o solidificare extrem de energic dirijată a pieselor, ceea ce permite realizarea de economii importante, prin micșorarea maselotelor, obținîndu-se în același timp piese de foarte bună calitate, foarte compacte, ceea ce este deosebit de important în cazul pieselor turnate solicitate la presiuni interioare ridicate.

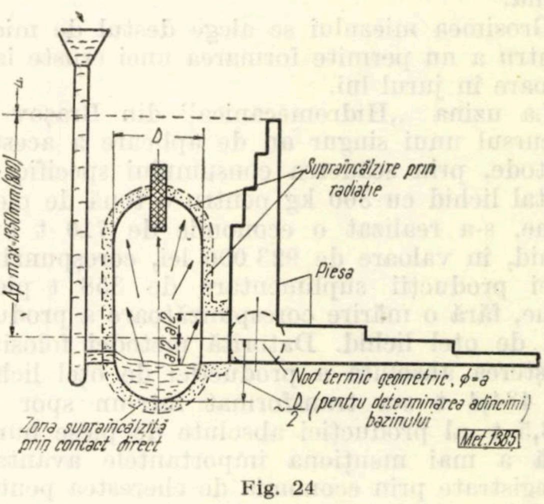

Δp max=1350mm (800)
D
Supraîncălzire prin radiație
Piesa
a/2
a/2
Nod termic geometric, ϕ=a
$\sim\frac{D}{2}$ (pentru determinarea adîncimii bazinului)
Zona supraîncălzită prin contact direct
Met. 1385

Fig. 24

Fiind spălat de toată cantitatea de oțel care va umple piesa, fundul acestor maselote și canalul de legătură piesă-maselotă se încălzesc foarte puternic prin contact direct cu curentul de metal, iar creștetul maselotei oarbe este încălzit prin radiația termică emanată de la baia metalică, mereu împrospătată, care se formează pe fundul maselotei oarbe cu ajutorul unui prag de separație, situat între maselotă și piesă, prevăzut anume pentru acest scop. Acest bazin, pe care l-am numit *bazin de radiație*, încălzește atît de puternic, încît deseori calota superioară a maselotei oarbe solidificate nu are crustă de loc. Presiunea atmosferică, care se transmite prin miezul de ventilație pînă la suprafața liberă a metalului lichid din maselotă, pompează cu putere metalul lichid pentru a intra forțat în piesă, spre a completa golul de contracție. Presiunea atmosferică este echivalentă teoretic cu presiunea unei coloane de oțel lichid de 1 300 mm (practic cel puțin 800—1 000 mm), ceea ce explică posibilitatea alimentării perfecte a pieselor din maselote laterale, dar indică şi limitele procedeului.

Aceasta înseamnă că denivelarea maximă Δp_{max}, dintre creştetul piesei şi nivelul mediu al canalului de legătură piesă-maselotă oarbă laterală, nu poate depăşi aceste valori.

Maselota oarbă se umple la sfîrşitul procesului de turnare cu metalul cel mai fierbinte, venit direct din reţeaua de turnare. Pe măsură ce se ridică în maselotă, dă de pereţi foarte bine încălziţi. Împingerea metalului lichid din maselotă se face de către aerul atmosferic şi nicidecum de gazele provenite din uleiul liant din miezul de ventilaţie, aşa cum susţin unii autori. Este mult mai uşor pentru aceste gaze să iasă în atmosferă, trecînd prin miezul de ventilaţie şi canalul de aerisire din matca formei, decît ca ele să împingă metalul lichid din maselotă. De altfel şi radiaţia termică determină o calcinare prealabilă parţială a miezului încă înainte ca acesta să fie complet înconjurat de metal lichid.

Grosimea miezului se alege destul de mică, pentru a nu permite formarea unei cruste izolatoare în jurul lui.

La uzina ,,Hidromecanica'' din Braşov în decursul unui singur an de aplicare a acestei metode, prin scăderea consumului specific de metal lichid cu 300 kg pentru o tonă de piese bune, s-a realizat o economie de 710 t oţel lichid, în valoare de 923 000 lei, corespunzînd unei producţii suplimentare de 358 t piese bune, fără o mărire corespunzătoare a producţiei de oţel lichid. Datorită metodei folosite, creşterea absolută a producţiei de oţel lichid de 434,4 t s-a transformat într-un spor de 413,5 t al producţiei absolute de piese bune, fără a mai menţiona importantele avantaje înregistrate prin economia de cherestea pentru modelele de maselote, mărirea productivităţii muncii, scăderea regiei de atelier la curăţătorie şi uşurarea simţitoare a operaţiilor de prelucrare.

Fabrica de utilaj chimic Făgăraş, care întîmpina foarte multe greutăţi în realizarea cantitativă şi calitativă a corpilor de robinet turnaţi din oţeluri speciale antiacide, a rezolvat aceste probleme în mod perfect prin adoptarea tehnologiei MOLPAD.

În timpul răcirii, contracţiei şi solidificării, maselota funcţionează solidar cu piesa propriuzisă. Prin mărimea, amplasarea şi modul cum se face umplerea ei, maselota influenţează într-un mod hotărîtor felul cum se desfăşoară solidificarea piesei, şi prin aceasta decide succesul sau insuccesul turnării. Modificările de tehnologie pot determina schimbări în echilibrul termic al piesei turnate lichide, putînd avea tot felul de consecinţe, uneori greu de prevăzut (a se vedea exemplele care se vor publica ulterior).

Piese bune şi ieftine se pot obţine numai prin stăpînirea modului de distribuţie a temperaturii în formă, în timpul şi după turnare. Scopul expunerilor teoretice de mai sus este acela de a pune la îndemîna tehnologilor un instrument de gîndire şi acţiune care să permită dirijarea cu succes a acestui proces, poate cel mai important din cîte intervin în tehnologia de fabricaţie a pieselor turnate.

Aplicarea corectă a principiilor expuse permite evitarea unor defecte larg răspîndite, ca retasura internă sau externă, crăpăturile la cald sau la rece, tensiunile remanente, neumplerea, aderenţele şi conduce la micşorarea consumului specific de metal lichid, la reducerea rebuturilor şi remanierilor, la scăderea preţului de cost, la mărirea productivităţii muncii şi la ameliorarea calităţii producţiei.

Bibliografie

[1] Turnarea rotorilor pentru turboambreiaje. Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 3, 1959, pag. 238—240.

[2] Turnarea corpului pompei pentru rafinării. Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 5, 1959, pag. 433—435.

[3] Turnarea oţelului în forme uscate. Metalurgia şi construcţia de maşini, nr. 4, 1959, pag. 320—322.

[4] Terminologie pentru turnătorii. Standardizarea, nr. 8, 1960, pag. 381.

[5] Tehnologia MOLPAD. Tehnica nouă, nr. 271, 1960.

[6] Metode noi de maselotare la turnarea pieselor din oţel, fontă nodulară şi neferoase. Bucureşti, I.D.T. 1959.

[7] *Rijikov, A. A.* Bazele teoretice ale turnării. Editura Tehnică, 1957. Traducere din limba rusă.

[8] *Nehendzi, I. A.* Turnarea oţelului. Bucureşti, Editura Tehnică, 1954. Traducere din limba rusă.

CZ 621.785

Asupra unor avantaje și posibilități de aplicare a tratamentelor termice izoterme

Ing. NICOLAE DRĂGAN
Institutul de cercetări metalurgice

În timpul efectuării tratamentelor termice, ca o consecință a transformărilor structurale care au loc nesimultan în întregul volum al piesei și, de asemenea, a contracției și dilatării neuniforme, apar în piese tensiuni interne. Cînd valoarea tensiunilor interne apărute depășește limita de elasticitate a materialului se produce deformarea piesei, iar în cazul cînd valoarea acestor tensiuni este mai mare decît rezistența la rupere, apar fisuri sau crăpături care conduc la rebutarea piesei.

Tensiunile interne pot fi de două feluri : termice și structurale. Tensiunile interne termice apar datorită răcirii neuniforme a suprafeței și miezului piesei. În ceea ce privește viteza de răcire, această neuniformitate este cu atît mai mare cu cît viteza de răcire este mai mare și cu cît piesa supusă tratamentului este mai mare. Tensiunile interne structurale apar datorită diferenței mari dintre volumul specific al austenitei, pe de o parte, și al martensitei de călire sau al bainitei, pe de altă parte.

Pentru micșorarea valorilor tensiunilor interne s-au folosit încă de mult timp diferite modalități de răcire sau încălzire a pieselor supuse tratamentului termic. Astfel, dacă la călire se produce o răcire bruscă de la temperatura de austenitizare (pentru a se evita descompunerea austenitei la cotul perlitic), iar apoi, folosindu-se stabilitatea mărită a austenitei la o temperatură cu puțin superioară punctului Ms, se oprește răcirea și se efectuează o menținere izotermă, temperaturile suprafeței și miezului piesei se vor egaliza și răcirea lor va fi aproape uniformă. Răcirea se poate efectua în continuare cu orice viteză, obținîndu-se ca structură de călire martensita. Micșorarea tensiunilor interne în urma unui asemenea mod de călire este redată în figura 1 și în tabela 1 [1].

Datele de mai sus se referă la cazul călirii izoterme la temperaturi inferioare punctului Ms. Trebuie specificat însă că, în cazul călirii izoterme la temperaturi superioare punctului Ms (călirea izotermă bainitică), tensiunile interne vor fi și mai mici. Acest lucru se explică prin aceea că, paralel cu micșorarea tensiunilor interne termice, se micșorează considerabil și tensiunile interne structurale, deoarece diferența dintre volumul specific al austenitei și bainitei este mai mică decît aceea dintre volumul specific al austenitei și martensitei.

Se poate spune că factorul principal care a determinat tendința de înlocuire, în unele cazuri, a tratamentului termic clasic prin tratamentul termic izoterm l-a constituit necesitatea micșorării numărului de piese rebutate din cauza fisurilor, crăpăturilor și deformărilor provocate de apariția unor tensiuni interne prea mari. Totuși, uneori, pe lîngă micșorarea considerabilă a tensiunilor interne, printr-un tratament termic izoterm adecvat se obțin proprietăți net superioare celor obținute în urma tratamentului termic clasic. Astfel, de exemplu, în cazul pinioanelor și al coroanelor dințate care au fost supuse, în prealabil, cementării, în urma tratamentului termic izoterm apar în stratul superficial tensiuni interne de com-

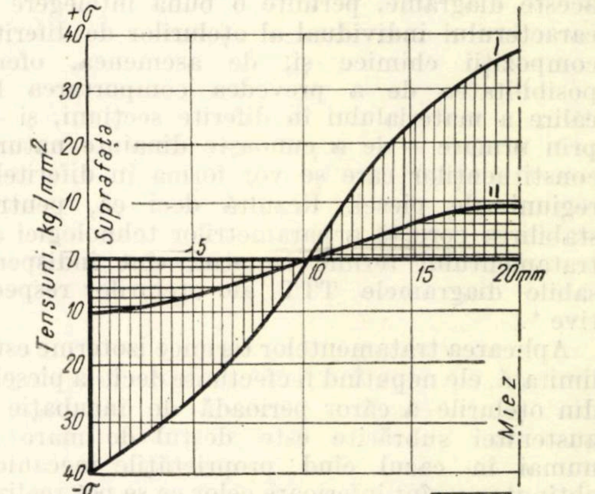


Fig. 1

Tabela 1

Tensiuni interne în oțel complet și incomplet călibil, după călire izotermă și călire obișnuită

Oțelul	Modul de călire	Tensiuni, kgf/mm²	
		la suprafață	în miez
I	Călire obișnuită, 860°C—ulei 20°C	−68,03	+50,23
	Călire izotermă, 860°C—ulei 200° C	− 5,81	+11,31
II	Călire obișnuită, 860°C—ulei 20°C	−38,79	+37,43
	Călire izotermă, 860°C—ulei 200°C	− 9,64	+ 9,51

Oțelul I : 0,34% C; 0,93%Cr; 0,42% Mn; 0,3% Si; 0,19% Mo.
Oțelul II : 0,38% C; 1,40% Cr; 0,87% Mn; 0,17% Si; 0,4% Mo.

presiune care măresc sensibil rezistenţa la oboseală a pieselor respective. Sau în cazul oţelurilor aliate, susceptibile la fragilitatea de revenire, prin tratament termic izoterm se va obţine întotdeauna o rezilienţă superioară aceleia obţinută în urma tratamentului termic obişnuit.

Pentru stabilirea în mod ştiinţific a regimului de răcire în vederea obţinerii structurii dorite, care în esenţă determină valoarea proprietăţilor mecanice, este necesară cunoaşterea legilor de transformare a austenitei în diferite zone de temperaturi. Aceste legi sînt redate de către diagramele TTT ale oţelurilor respective. Studiul descompunerii izoterme a austenitei, în baza căruia se stabilesc aceste diagrame, permite o bună înţelegere a caracterului individual al oţelurilor de diferite compoziţii chimice şi, de asemenea, oferă posibilitatea de a prevedea comportarea la călire a materialului în diferite secţiuni, şi — prin urmare — de a cunoaşte dinainte natura constituenţilor care se vor forma în diferitele regiuni ale piesei. Rezultă deci că, pentru stabilirea corectă a parametrilor tehnologici ai tratamentului termic izoterm, sînt indispensabile diagramele TTT ale oţelurilor respective *.

Aplicarea tratamentelor termice izoterme este limitată, ele neputînd fi efectuate decît la piesele din oţelurile a căror perioadă de incubaţie a austenitei subrăcite este destul de mare şi numai în cazul cînd proprietăţile mecanice obţinute nu sînt inferioare celor ce se pot realiza prin călirea obişnuită.

Cercetările întreprinse pînă acum în vederea determinării proprietăţilor mecanice ale contituenţilor rezultaţi în urma descompunerii izoterme a austenitei, comparativ cu proprietăţile rezultate după călire şi revenire, deşi sînt relativ numeroase, nu permit un răspuns univoc la problema: călirea izotermă oferă proprietăţi mecanice echivalente, superioare sau inferioare călirii martensitice obişnuite? Aceasta şi pentru faptul că în majoritatea cercetărilor întreprinse au fost studiate proprietăţile mecanice ale produselor descompunerii austenitei pentru diferite durate de menţinere, însă durate insuficiente pentru transformarea completă a austenitei subrăcite. Cercetările efectuate în vederea determinării proprietăţilor constituenţilor rezultaţi în urma descompunerii complete a austenitei la menţinere izotermă sînt însă relativ puţine. Dintre cele complete, care au adus o contribuţie la rezolvarea acestei probleme, sînt cele prezentate în lucrările [5] [11].

Comparînd proprietăţile mecanice şi fizice ale produselor descompunerii izoterme a austenitei cu cele ale produselor călirii, urmată de revenire , se constată că unele proprietăţi au valori apropiate sau chiar analoge, pe cînd altele se deosebesc considerabil. În general, proprietăţile care depind mai mult de dispersia structurală şi mai puţin de forma constituenţilor sînt aproximativ identice (greutatea specifică, forţa coercitivă etc.). Valori oarecum diferite pentru această categorie de proprietăţi se observă doar la conductibilitatea electrică (întrucîtva mai mică în urma călirii obişnuite) şi la rezistenţa la coroziune (rezistenţă mai bună în urma tratamentului termic izoterm), însă diferenţele sînt insensibile. O diferenţiere netă se observă însă la acele proprietăţi care depind atît de dispersia structurală cît şi de forma constituenţilor structurali. Astfel, duritatea constituenţilor lamelari (rezultaţi în urma tratamentului izoterm) este mai mare decît duritatea constituenţilor globulari, în domeniul temperaturilor ridicate, şi mai mică în domeniul de temperaturi mai joase (fig. 2).

În mod analog se pare că variază şi rezistenţa la rupere. A. S. Moisenko [6], studiind proprietăţile mecanice obţinute în urma tratamentului termic izoterm pentru oţelurile carbon (0,17—1,11 % C) şi oţelurile aliate cu crom-siliciu şi crom-mangan, arată că σ_r are valori mai ridicate în urma călirii urmată de revenire decît în urma descompunerii izoterme la o temperatură egală cu temperatura de revenire. Valorile mai mici ale durităţii şi rezistenţei la rupere în urma tratamentului izoterm la temperaturi mai mici de 400—450°C se explică probabil prin aceea că, în urma descompunerii izoterme, cantitatea de austenită reziduală este puţin mai mare decît în urma călirii martensitice. În ceea ce priveşte compararea celorlalte

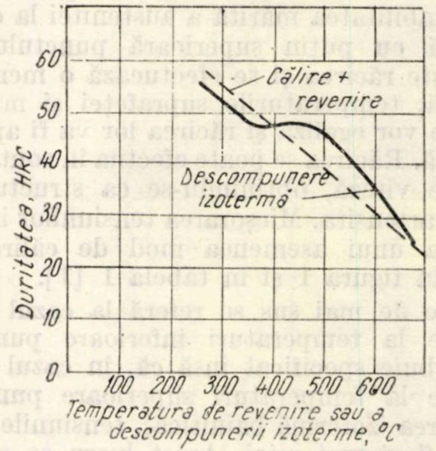


Fig. 2

---

* În vederea stabilirii diagramelor TTT pentru oţelurile de fabricaţie romînească, au fost întreprinse în ultimii ani lucrări sistematice la Centrul de cercetări metalurgice al Academiei R.P.R. şi la Institutul de cercetări metalurgice al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini, pînă în prezent fiind studiate circa 25 dintre cele mai uzuale oţeluri. De asemenea, aceste diagrame pot fi asimilate pentru unele oţeluri echivalente din atlasele [2], [3], [4].

proprietăți mecanice, majoritatea cercetătorilor compară aceste proprietăți pentru constituenții obținuți prin cele două procedee de tratament, avînd aceeași duritate sau rezistență la rupere. Cele mai multe surse din literatură par a arăta că, în ansamblu, proprietăți mai bune se obțin în urma tratamentului termic izoterm. Moisenko [6] conclude că „în această direcție se relevă un complex de proprietăți mecanice pentru oțelul 9HS mai ridicate în cazul călirii izoterme, decît în cazul călirii obișnuite", și de asemenea că „rezistența oțelului HG călit obișnuit sau izoterm este practic aceeași, dar plasticitatea este mai ridicată în al doilea caz". Potaszkin și Jaspart [7], efectuînd cercetări asupra a trei oțeluri aliate cu nichel, crom și mangan, ajung la concluzia că totdeauna la rezistențe la rupere egale, bainita inferioară și bainita mijlocie, formate la menținere izotermă, par a avea alungirea, stricțiunea și reziliența mai mari decît martensita de călire. De aceea, ei recomandă, pentru cazul cînd se urmărește obținerea unei rezistențe mai ridicate, aplicarea unei căliri izoterme în domeniul intermediar de temperaturi în vederea obținerii unor proprietăți mecanice ridicate. Potaszkin și Bar-Avi [8], cercetînd trei oțeluri cu circa 0,4% C și aliate cu Ni-Cr, Cr-Mo și Mn (similar cu oțelul romînesc 36 M17) arată că limita de elasticitate este totdeauna mai mică în cazul călirii izoterme, însă alungirea este sau egală sau mai mare, iar stricțiunea șt reziliența, întotdeauna mai mari decît în cazul călirii martensitice. Delbart și Maratray [9], efectuînd un studiu mai complex asupra oțelurilor de construcție aliate cu Cr, Mo, W, Mn și Si, ajung la aceleași concluzii, arătînd că, pentru rezistențe mai mari de 130 kgf/mm², alungirea și reziliența au întotdeauna valori mai ridicate în cazul călirii izoterme. De asemenea, Legge [10], examinînd aplicarea industrială a călirii izoterme bainitice, afirmă că în general oțelurile cu structură bainitică sînt remarcabil mai flexibile și mai ductile pentru durități mai mari de 53 HRC, decît aceleași oțeluri călite și revenite la aceeași duritate. Legge semnalează că pentru durități cuprinse între 48 și 58 HRC piesele cu structură bainitică au, la durități identice, rezistența la rupere și limita de elasticitate inferioare, însă au stricțiunea, alungirea și reziliența superioare acelorași proprietăți obținute pe piese călite și revenite.

Trebuie remarcat însă că, în toate cazurile, reziliența are valori mai ridicate în urma călirii izoterme numai pentru durități mai mari de 40—58 HRC, adică pentru duritățile în acel domeniu de temperaturi în care descompunerea izotermă a austenitei nu este completă, ci mai rămîne o oarecare cantitate de austenită reziduală care influențează pozitiv caracteristicile mecanice.

Valorile mai mici ale rezilienței constituenților rezultați în urma călirii și revenirii, în acest domeniu de temperaturi, se datoresc, pe de altă parte, și apariției fenomenului fragilității de revenire de ordinul I. Pentru constituenții care au duritatea mai mică de 40 HRC obținuți deci în domeniul de temperaturi unde nu mai apare fragilitatea de revenire de ordinul I, reziliență mai mare au constituenții globulari rezultați în urma tratamentului termic clasic. In general, reziliența variază, pentru cele două moduri de tratament termic, ca în figura 3 — reprodusă din lucrarea [11] după Payson și Hodapp.

În ceea ce privește influența austenitei reziduale asupra proprietăților mecanice, A. P. Guliaev [11] ajunge — în urma analizei unei serii de date din literatura de specialitate — la următoarele concluzii:

— la oțelurile la care transformarea bainitică se termină prin transformarea completă a austenitei, tratamentul izoterm nu prezintă un avantaj mare în comparație cu tratamentul dublu (călire plus revenire), în ambele cazuri proprietățile fiind aproximativ identice;

— la oțelurile la care, după transformarea bainitică rămîne austenită reziduală, care la răcirea ulterioară pînă la temperatura obișnuită se transformă total sau parțial în martensită, tratamentul izoterm dă rezultate mai slabe decît tratamentul termic clasic;

— la oțelurile la care, după transformarea bainitică rămîne austenită, care însă nu se transformă în martensită la răcirea ulterioară, prin tratament izoterm se obțin proprietăți mecanice mai bune decît prin tratamentul termic clasic.

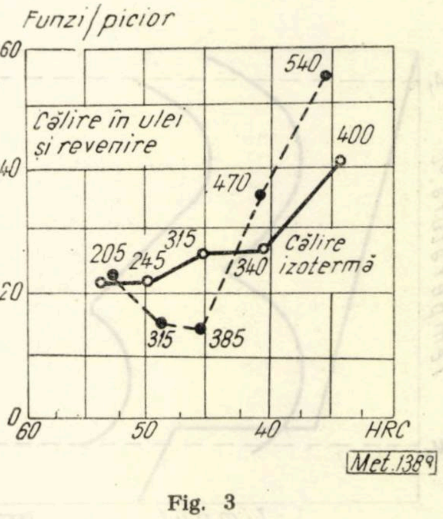


Fig. 3

*
* *

Pe baza cercetărilor efectuate pentru studierea descompunerii izoterme a austenitei, din punct de vedere practic, s-a introdus o serie de scheme tehnologice de tratament termic izoterm. Astfel, se aplică călirea izotermă bainitică, călirea în trepte în domeniul stabilităţii maxime a austenitei, călirea izotermă a pieselor cu compoziţie chimică eterogenă (piesele cementate), recoacerea izotermă şi altele. Variantele tratamentelor termice izoterme cele mai frecvent utilizate sînt redate schematic în figurile 4—7.

Conform variantei schiţată în figura 4, în urma încălzirii pentru austenitizare, piesele se introduc în băi metalice sau băi de săruri, a căror temperatură este mai mare decît temperatura punctului Ms, şi se menţin la această temperatură pînă la descompunerea completă a austenitei. Structura finală a pieselor este cea corespunzătoare structurii obţinute la descompunerea izotermă a austenitei la temperaturile respective de menţinere. După varianta redată în figura 5, piesele încălzite la temperatura de austenitizare sînt introduse într-o baie la o temperatură puţin superioară punctului Ms, menţinîndu-se în baie pînă cînd se formează o cantitate de bainită mai mare sau mai mică, în funcţie de scopul urmărit, şi apoi se răcesc. Structura finală obţinută este constituită dintr-un amestec de bainită şi martensită.

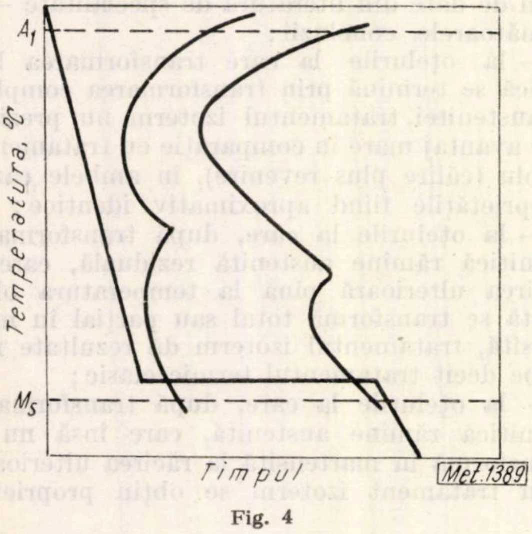


Fig. 4

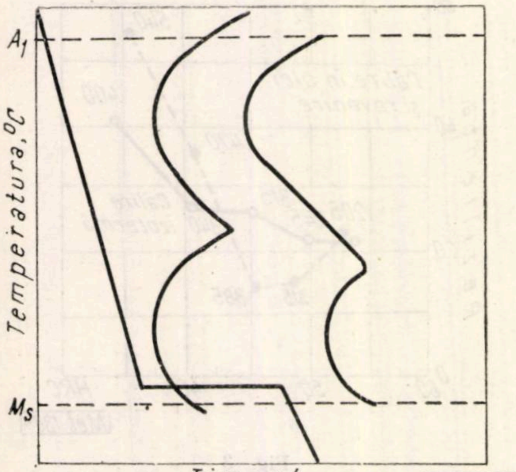


Fig. 5

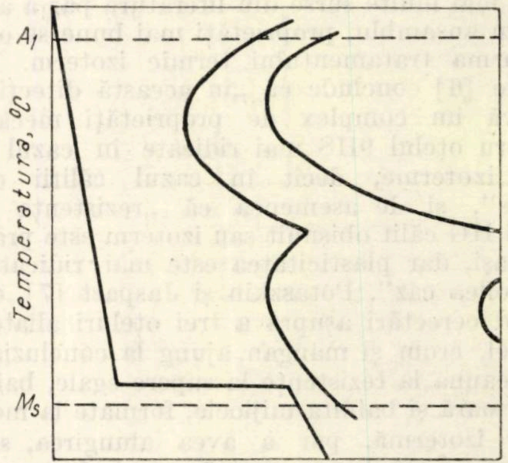


Fig. 6

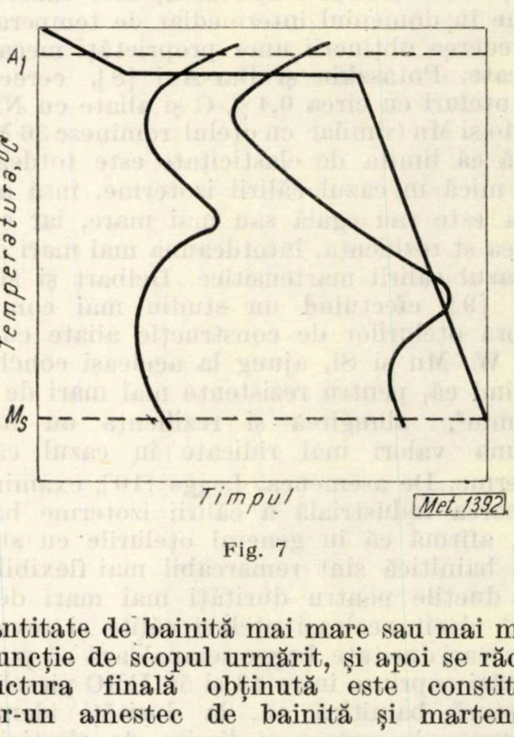


Fig. 7

Aceste două variante de călire izotermă bainitică, cunoscute în literatura de specialitate şi sub denumirea de austempering (schema 4) şi martempering (schema 5), au o largă aplicare în practica tratamentelor termice, îndeosebi în acele cazuri cînd pe lîngă proprietăţi de rezistenţă ridicată se impune o flexibilitate şi o ductilitate mare. De exemplu, Venkov şi colaboratorii săi [12], aplicînd o menţinere izotermă de circa 20 min la 270°C unor arcuri înfăşurate la rece, confecţionate dintr-un oţel similar oţelului Arc 4, au obţinut următoarele rezultate, prezentate în tabelele 2 şi 3.

Tabela 2

Tratamentul aplicat	σ_s, kgf/mm²	σ_b, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K, kgf/cm²
Călire de la 850°C în ulei	170	180	10	42	2,7
Călire izotermă de la temperaturi de 850°C la 270°C, cu menținere de 20 min	180	193	9,6	40,5	7,2

Tabela 3

Denumirea caracteristicii	Tratament obișnuit	Tratament izoterm
Înălțimea liberă a arcului, mm	204	210
Înălțimea arcului după presare, mm	199	197–198
Contracția după presare, %	3,5	6
Înălțimea arcului după strîngere, mm	198	195–196
Contracția după strîngere, timp de 12 ore, %	0,5	0,6–1

După cum rezultă din examinarea datelor din cele două tabele, în urma tratamentului termic izoterm (structura obținută a fost constituită din ace de bainită și o cantitate mică de austenită reziduală), se obțin proprietăți mecanice mai bune decît cele obținute prin tratamentul termic obișnuit.

Rauzin, analizînd în lucrarea sa [13] variantele de tratament termic aplicate oțelurilor aliate cu crom, arată că cel mai bun regim de călire izotermă a pieselor din oțelul SH 15 (similar oțelului romînesc RUL 3) constă într-o menținere de 15 h la 120–130°C. În urma acestui tratament se obține o reziliență mai mare de 8 kgm/cm² și o duritate de circa 62 HRC. Un asemenea ansamblu de proprietăți nu se poate obține prin nici un alt tratament termic, însă din considerente economice acest regim de tratament nu se recomandă decît în cazul sculelor care funcționează sub sarcină dinamică și care necesită o rezistență la șoc ridicată și o duritate corespunzătoare. De asemenea, Boyer [14], studiind variantele de tratament termic aplicate unui oțel pentru rulmenți, conchide că, în condițiile unui control riguros la tratamentul termic, călirea izotermă bainitică incompletă (schema 5) dă rezultate superioare călirii obișnuite, deoarece deformarea piesei, microfisurile și tensiunile interne care apar sînt mai mici în cazul călirii izoterme.

În ceea ce privește temperatura de austenitizare, A. S. Moisenko a dovedit că în cazul călirii izoterme se obține un ansamblu mai bun de proprietăți mecanice dacă austenitizarea se efectuează la o temperatură mai mare decît în cazul călirii obișnuite. Din această cauză, el recomandă alegerea temperaturii de austenitizare după indicațiile din figura 8.

În general, aceste două variante de tratament termic izoterm se aplică pieselor cu grosime mică și configurație complicată, confecționate din oțeluri slab aliate, care nu oferă austenitei subrăcite cu puțin deasupra punctului Ms o stabilitate mai mare de 30–60 s. În cazul pieselor confecționate din oțelurile mai puternic aliate, ale căror diagrame TTT sînt deplasate mult înspre dreapta (stabilitate mărită a austenitei subrăcite), se aplică un tratament termic izoterm conform variantei din figura 6. Acest tratament, cunoscut sub denumirea de călirea în trepte sau călirea în băi calde, constă în introducerea pieselor, după încălzirea pentru austenitizare, într-o baie de săruri la o temperatură puțin deasupra punctului Ms. Timpul de menținere a pieselor în această baie va fi mai mic decît timpul necesar începerii descompunerii austenitei, iar răcirea finală poate fi oricît de lentă.

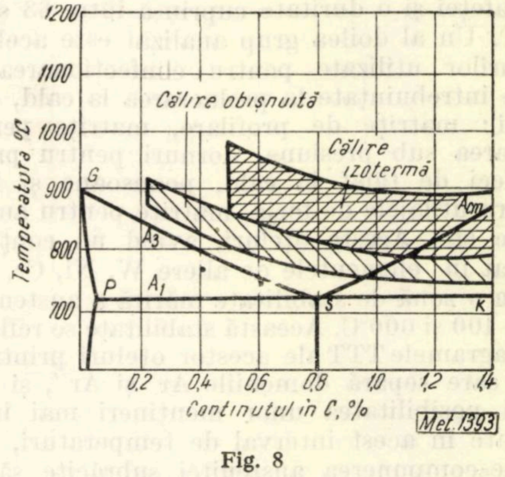


Fig. 8

Structura rezultată în acest caz este în întregime martensitică, deoarece menținerea deasupra punctului Ms are doar rolul de a asigura omogenizarea temperaturii în întreaga piesă, înaintea începerii transformării martensitice.

Avantajele aplicării acestei variante, în raport cu călirea neîntreruptă, sînt următoarele: separarea tensiunilor termice, care apar la călire, de tensiunile structurale, iar totalul tensiunilor este micșorat — deci se realizează o călire fără pericole, cu modificări structurale uniforme și reduse; posibilitatea efectuării unor operații de îndreptare a pieselor la scoaterea lor din baia caldă, cînd structura lor este încă austenitică și deci piesele sînt relativ moi și tenace; continuîndu-se răcirea sub punctul Ms, se produce descompunerea austenitei în martensită, concomitent pe toată secțiunea piesei care este în acest fel detensionată.

În lucrarea sa [15] F.A. Treml prezintă rezultatele obținute în urma încercărilor, după această variantă, pentru o serie foarte variată de oțeluri. Astfel pentru un grup mare de oțeluri rapide (cu compoziția chimică variind pentru elementele de aliere între următoarele limite: Mo de la 0,8 pînă la 5,25%; V de la 1,2 pînă la

4%;W de la 3 pînă la 19,5%; Co de la 3 pînă la 10%; Cr în jur de 4,3% şi C de la 0,8 pînă la 1,35%), în urma unei căliri în trepte la temperatura de 530–550°C, urmată de o răcire în aer, s-au obţinut piese cu o stare perfectă a suprafeţei şi o duritate cuprinsă între 63 şi 66 HRC. Un al doilea grup analizat este acela al oţelurilor utilizate pentru confecţionarea de piese întrebuinţate la prelucrarea la cald, cum ar fi: matriţe de profilare, matriţe pentru turnarea sub presiune, dornuri pentru prese, foarfeci de tăiat la cald, poansoane şi fălci pentru utilajele de forjă, matriţe pentru ambutisare etc. Aceste oţeluri, avînd un conţinut ridicat în elementele de aliere W, Ni, Cr, Mo, V, au o zonă de stabilitate mărită a austenitei, între 400 şi 600°C. Această stabilitate se reflectă în diagramele TTT ale acestor oţeluri printr-un brîu care separă domeniile Ar′ şi Ar″, şi deci oferă posibilitatea unor menţineri mai îndelungate în acest interval de temperaturi, fără ca descompunerea austenitei subrăcite să fie amorsată. Piesele din aceste oţeluri călite etajat — temperatura băii de călire fiind de circa 520°C — şi supuse apoi unei reveniri la temperatură înaltă obţin caracteristicile mecanice cerute şi, în plus, nu prezintă nici o deformare în urma tratamentului termic.

La o altă categorie de oţeluri de scule pentru prelucrare la rece, la care adaosul în elemente de aliere nu mai este aşa de mare, zona stabilităţii mărite a austenitei între Ar′ şi Ar″ dispare. Piesele din aceste oţeluri, cu destinaţii foarte variate, şi cărora li se cer proprietăţi ridicate şi o mare stabilitate dimensională, nu pot fi călite etajat la temperaturi ridicate, deoarece la aceste temperaturi se iniţiază descompunerea austenitei, ceea ce poate conduce la compromiterea lor. Acestor piese li se poate aplica însă, cu rezultate deosebit de bune, o călire în trepte cu menţinerea în baia de săruri la o temperatură cu puţin superioară punctului Ms.

În ceea ce priveşte influenţa vitezei de răcire după călirea în trepte, datele din tabela 4 — întocmită după lucrarea lui I. A. Rauzin [13] — sînt deosebit de semnificative.

Tabela 4

Răcirea după menţinere	Duritatea, HRC	Rezilienţa, kgm/cm²	Observaţii
În apă la20°C	60–61	4,5	Încercările s-au efectuat pe epruvete de 55 mm, cu diametrul de 14 mm, călite de la 840°C, în ulei la 120°C
În aer	60–61	12	

O variantă interesantă de tratament termic izoterm se poate aplica pieselor cementate, cu rezultate deosebit de bune. Această variantă (o combinaţie a călirii izoterme cu călirea în trepte) a fost fundamentată de J. Pomey [16] şi se bazează pe faptul că stratul cementat şi miezul piesei, avînd compoziţii chimice diferite, au şi curbele TTT diferite. Cunoscîndu-se diagramele TTT pentru miez şi stratul cementat, se pot alege temperatura şi durata de menţinere în aşa fel încît în miezul piesei să se obţină o structură complet bainitică, iar în stratul cementat descompunerea austenitei încă să nu fi început. Transformarea austenitei din stratul cementat în martensită are loc abia în timpul răcirii ulterioare. Schematic, această variantă se prezintă ca în figura 9. Această schemă de tratament termic se recomandă pentru piesele confecţionate din oţeluri de cementare aliate, şi îndeosebi pentru piesele puternic solicitate, cum sînt coroanele dinţate. În urma acestui tratament, piesele obţin duritatea şi rezistenţa la rupere puţin mai mici, dar rezilienţa şi rezistenţa la oboseală sînt sensibil mai mari decît în urma tratamentului termic obişnuit, aplicat pieselor cementate. Creşterea rezistenţei la oboseală se datoreşte creării, în stratul superficial cementat, a unor puternice tensiuni de compresiune.

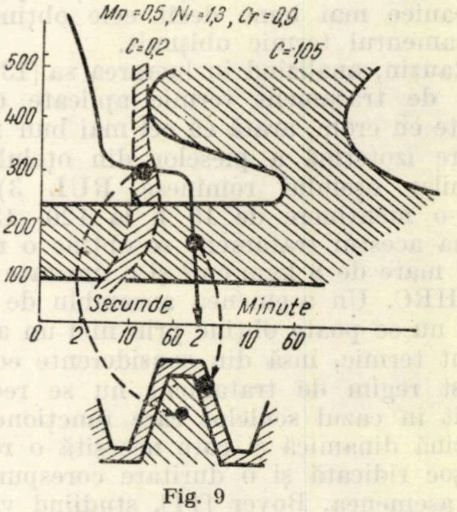


Fig. 9

O schemă oarecum asemănătoare de tratament izoterm, bazată tot pe stabilitatea diferită a austenitei din stratul cementat şi miezul piesei, propune B. S. Natapov [17] pentru oţelurile de cementare 18XHBA, 12X2H4A şi 12XH3A (aliate cu Ni, Cr şi W). Acest tratament constă în: *1* — răcirea piesei pînă la 330–260°C (temperaturi la care în miezul piesei se produce transformarea austenitei în martensită); *2* — încălzirea piesei pînă la 560 – 580°C şi menţinerea la această temperatură pînă ce martensita din miez suferă o revenire; *3* — răcirea ulterioară, finală, în timpul căreia austenita din stratul cementat se transformă în martensită.

În sfîrşit, un alt tratament termic izoterm cu largi posibilităţi de aplicare practică este recoacerea izotermă efectuată în scopul înmuierii materialului în vederea prelucrării mecanice ulterioare. Recoacerea izotermă constă în menţinerea pieselor, după încălzirea pentru austenitizare, la o temperatură constantă în domeniul perlitic pînă la descompunerea completă a austenitei (fig.7). În general, se recomandă [18] ca timpul de menţinere la aceste temperaturi să fie de două — trei ori mai mare decît timpul corespunzător de pe diagrama TTT.

Alegerea temperaturii de menţinere în domeniul perlitic depinde de mai mulţi factori şi, în primul rînd, de forma pe care vrem să o obţinem pentru cementită. În cazul cînd se urmăreşte obţinerea unei cementite globulare (favorabilă operaţiilor de fasonare a capetelor la rece şi de strunjire), menţinerea se va efectua la temperaturi mai ridicate. Cînd se urmăreşte obţinerea unei structuri lamelare (favorabilă operaţiilor de frezare, broşare, găurire), menţinerea izotermă se va efectua la temperaturi mai mici, în jurul cotului perlitic.

În cazul oţelurilor înalt aliate, cînd menţinerea la temperaturi mai ridicate în partea superioară a domeniului perlitic nu este recomandabilă din cauza duratei foarte mari necesară descompunerii complete a austenitei, se poate recurge la un compromis. În primul stadiu, piesele se menţin la o temperatură înaltă unde se formează o structură globulară şi cu duritate mică, iar apoi se menţin la o temperatură mai joasă unde transformarea decurge mai repede.

Alegerea temperaturii de austenitizare, în cazul recoacerii izoterme, depinde de forma cementitei pe care vrem să o obţinem. O temperatură joasă de austenitizare favorizează formarea cementitei globulare, pe cînd o temperatură ridicată de austenitizare conduce la obţinerea cementitei lamelare chiar în cazul descompunerii izoterme la temperaturile din partea superioară a domeniului perlitic.

Aplicarea recoacerii izoterme se recomandă îndeosebi în cazul oţelurilor aliate cu elemente de aliere generatoare de carburi (W, V, T, Mo, Nb, Cr), dar care au în schimb o durată de transformare izotermă în domeniul perlitic de cîteva ori mai mică decît duratele necesare pentru recoacerea de înmuiere.

Bibliografie

[1] *Kontorovici*, E. I. Tratamentul termic al oţelului şi fontei. Bucureşti, Editura tehnică, 1953, p. 125—132 (traducere din limba rusă).

[2] *Delbart, G. şi Constant, A.* Courbes de transformation des aciers de fabrication française, 1953, 1956, 1960.

[3] *Wever F. şi Rose, A.* Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle. Düsseldorf, 1954, 1956, 1958.

[4] *Popov, A. A.* şi *Popova, E. A.* Izotermiceskie i termokineticeskie diagrammîraspada pereohlajdenogo austenita. Moscova, Maşghiz, 1961.

[5] *Stregulin, I. A.* şi *Koţin, C. F.* Trudî Uraliskogo Filiala AN SSSR, Vîpusk nr. 10, 1941.

[6] *Moisenko, S. A.* Mehaniceskie svoistva izotermiceski zakaleonnoi stal. Moscova, Maşghiz, 1956.

[7] *Potaszkin, R.* şi *Jaspart, M.* În : Revue de Métallurgie, nr. 4, 1951.

[8] *Potaszkin R.* şi *Bar-Avi, K.* În : Revue de Métallurgie, nr. 4, 1958, p. 345—363.

[9] *Delbart, G.* şi *Maratray, F.* In : Revue de Métallurgie, nr. 11, 1953, p. 781—806.

[10] *Legge, R.* In : Metals and Alloys, nr. 8, 1939.

[11] *Guliaev, P. A.* Tratamentul termic al oţelului. Bucureşti, Editura tehnică, 1962, p. 229—232 (traducere din limba rusă).

[12] *Venkov, V. B., Borisova, I. I.* şi *Noskova, A. M.* În : Metallovedenie i obrabotka metallov, nr. 4, 1958, p. 44—45.

[13] *Rauzin Ia. R.* Termiceskaia obrabotka hromistoi stal. Moscova, Maşghiz, 1955.

[14] *Boyer.* Trans. A.S.M. 38, 1947, p. 209.

[15] *Treml, A. F.* Tratamentul termic în băi de săruri — culegere de material documentar, Bucureşti, I.D.T., 1959, p. 63—86.

[16] *Pomey, J.* Comptes Rendus de l'Académie des Sciences. Paris, 3—1—1949, p. 96.

[17] *Natapov, S. B.* În : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1962, p. 56—59.

[18] *Roos, A.* În : La Métallurgie et la construction mécanique, 92, nr. 12, 1960, p. 1013—1021.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 669.141.241.3

Fabricarea oţelului semicalmat la uzina „Oţelul roşu”

Ing. NICOLAE DRĂGHICI

Uzina „Oţelul roşu”

Pentru obţinerea oţelului semicalmat se folosesc mai multe metode: dezoxidarea suplimentară în cuptor cu feromangan (45%) şi în oală cu ferosiliciu de furnal şi aluminiu; dezoxidarea suplimentară a oţelului: în oală cu feromangan, ferosiliciu de furnal sau aliaje (SiCa, SiMn, şi la turnare cu aluminiu); semicalmarea oţelului prin dezoxidarea cu aluminiu granulat în capul lingourilor turnate; semicalmarea oţelului prin dezoxidare cu aluminiu granulat, adăugat în pîlnie, la turnarea prin sifon.

Primele două metode nu se mai folosesc, deoarece — încercate în mai multe oţelării din ţară şi din străinătate — nu au dat rezultate satisfăcătoare, neobţinîndu-se o coajă groasă a lingourilor necalmate, suflurile marginale fiind prea aproape de exterior, ceea ce a provocat numeroase rebuturi la laminare.

Ţinînd seama de dezavantajele acestor metode, s-a ajuns la concluzia ca oţelul să se toarne necalmat pentru a asigura o coajă groasă a lingourilor şi, la sfîrşitul turnării acestora, să se facă dezoxidarea pentru semicalmare, cu un dezoxidant puternic — aluminiu granulat.

Metoda de adăugare a aluminiului granulat în capul lingourilor se foloseşte, în general, la lingourile mari de peste 2 t, care se toarnă direct sau acolo unde reţeaua de turnare nu asigură o repartizare uniformă a aluminiului adăugat prin pîlnie; metoda are însă dezavantajul că aluminiul nu este repartizat uniform pînă în piciorul lingoului.

Metoda cu care s-au obţinut pînă în prezent cele mai bune rezultate este aceea a adăugării aluminiului granulat în pîlnie la turnarea oţelului prin sifon, folosită în prezent şi la uzina „Oţelul roşu”.

Literatura tehnică de specialitate indică folosirea aluminiului electrolitic. La încercările efectuate s-a folosit numai aluminiu recuperat din deşeuri (Solex), care este impur, avînd un conţinut de circa 85% aluminiu, în rest avînd elementele: Si, Cu, Sn, Pb, Mg etc., în care caz nu se pot obţine întotdeauna rezultate bune.

Se prevede de asemenea, folosirea aluminiului granulat cu următoarea compoziţie granulometrică: 1–1,5 mm = 6%; 0,6–1 mm = 65%; 0,3 – 0,6mm = 25%; 0,1 – 0,3mm = 4%.

Aluminiul folosit trebuie să fie granulat pentru a se putea obţine o dizolvare cît mai rapidă în timpul turnării oţelului.

Importanţa producerii oţelurilor semicalmate. Oţelul semicalmat întruneşte în cazul respectării întocmai a instrucţiunilor de lucru, avantajele oţelului necalmat şi ale celui calmat, eliminînd în acelaşi timp dezavantajele acestor oţeluri: păstrează zona de coajă a lingoului turnat ca şi la oţelul necalmat; prezintă o suprafaţă mai curată a lingoului; are o scoatere mai bună, prin faptul că nu se formează retasuri şi deci pierderile la laminare sînt mai reduse (literatura de specialitate arată că se poate obţine o creştere a scoaterii de oţel laminat bun pînă la 3% [4]); segregaţiile nu există sau sînt în cantităţi minime, deci proprietăţile de rezistenţă şi sudabilitate sînt superioare acelora ale oţelului necalmat, apropiindu-se de cele ale oţelului calmat; are un preţ de cost mai redus; turnarea se face mai uşor, evitîndu-se pericolul accidentelor de muncă prin faptul că nu mai sînt necesare capace pe lingourile turnate şi nici turnarea compactă prin presiune cu apă.

În cele ce urmează prezentăm rezultatele scoaterii de oţel laminat bun şi a unor probe mecanice şi metalografice efectuate asupra unor oţeluri semicalmate, atît la uzina „Oţelul roşu” cît şi în străinătate.

La oţelul necalmat obişnuit, care se toarnă la uzina „Oţelul roşu”, s-a obţinut un coeficient de scoatere mediu de 88,5% în condiţii normale de turnare, încălzire şi laminare a lingourilor. La un număr de 312 lingouri de oţel semicalmat, urmărite la turnare şi laminare, s-a obţinut un coeficient de scoatere de 90,4%. La oţelul calmat, care nu se toarnă la uzina „Oţelul roşu” decît întîmplător, scoaterea este de circa 86%.

În cazul că 50% din producţia de oţel a uzinei se semicalmează, obţinîndu-se o creştere a coeficientului de scoatere de numai 1% la oţelul semicalmat, economiile anuale vor fi de 800 mii lei.

Incluziunile nemetalice care apar în oţelul semicalmat turnat în prezent la uzina „Oţelul roşu" sînt în medie de gradul 1,5 (după GOST 803–50), variind între gradul unu şi doi. După GOST 803–50, pentru oţelurile de calitate se admit incluziuni nemetalice pînă la gradul trei inclusiv.

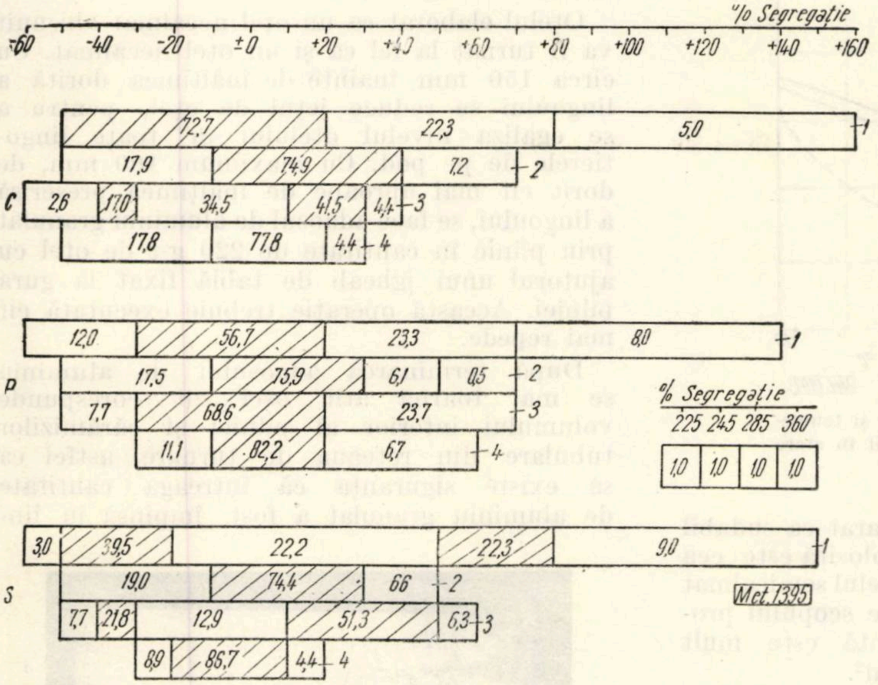


Fig. 1. Segregaţia C, P şi S în oţelul necalmat, semicalmat prin pîlnie, semicalmat în capul lingoului şi în oţelul calmat :

1 – oţel necalmat ; *2* – oţel semicalmat prin pîlnie ; *3* – oţel semicalmat în capul lingoului ; *4* – oţel calmat. Numărul analizelor : oţel necalmat : 99 ; oţel semicalmat prin pîlnie : 195 ; oţel semicalmat în capul lingoului : 155 ; oţel calmat : 45. Cifrele din pătrăţele reprezintă procentele de segregaţie în domeniul dat. Cifrele haşurate reprezintă maximul de repartizare a segregaţiei.

Segregaţiile carbonului, fosforului şi sulfului sînt mult mai reduse decît în oţelurile necalmate. În figura 1 sînt prezentate rezultatele unor cercetări din R. D. Germană [5], de unde se observă că segregaţia acestor elemente la oţelurile semicalmate se apropie mult de cea a oţelurilor calmate. MSt_3 corespunde mărcii OL 38– după STAS 500–62, elaborat în cuptorul Martin. Punctul ± 0 din figură corespunde conţinutului de carbon, fosfor şi sulf din analiza şarjelor cercetate.

Limita de curgere la şarjele de oţel semicalmat, la care s-au urmărit caracteristicile mecanice, a fost în medie de 24 kgf/mm², iar rezistenţa la rupere de 38 kgf/mm². Faţă de oţelurile necalmate obişnuite turnate la aceleaşi calităţi ca şi cele semicalmate (DA pentru tablă de ambutisare), cifrele de rezistenţă de mai sus se situează la limita superioară. La oţelurile necalmate, calitatea DA, se obţine, în general, limita de curgere de 22–25 kgf/mm² şi rezistenţa la rupere de 36–40 kgf/mm².

Alungirea δ 5 variază la oţelurile semicalmate turnate între 26,5% şi 29%, iar gîtuirea, între 61–65%. Aceste cifre sînt cu mult superioare celor obţinute la oţelurile necalmate elaborate, la aceleaşi calităţi, unde se realizează alungirea $\delta\,5 = 22-26\%$ şi o gîtuire de 54–59%.

Un alt criteriu este tenacitatea oţelurilor semicalmate, exprimată în comparaţie cu oţelurile necalmate şi calmate [5].

În figura 2 se arată valoarea rezilienţei unui oţel semicalmat, laminat la dimensiuni sub 12 mm. Mersul curbei dat de cele 940 de probe ale oţelului semicalmat este analog cu cel al oţelului calmat cu o diferenţă în minus de circa 1 kgm/cm².

În figura 3 se face o comparaţie a materialului, după ce, în prealabil, a suferit o îmbătrînire artificială. Oţelul semicalmat este aşezat numai la o mică diferenţă faţă de oţelul calmat şi cu mult deasupra oţelului necalmat.

Sudabilitatea oţelului semicalmat a fost determinată folosind metoda lui I. Cabelka (de la Institutul de cercetări pentru tehnica sudurii din Bratislava, R. S. Cehoslovacă), după care se supune încercărilor de rezilienţă o tablă sudată şi îndoită de-a lungul axei sudurii. Un oţel poate fi declarat ca sudabil atunci cînd cea mai mică cifră a rezilienţei corpului sudat nu este sub jumătatea rezilienţei obţinute la corpul care nu a suferit modificări structurale prin sudură.

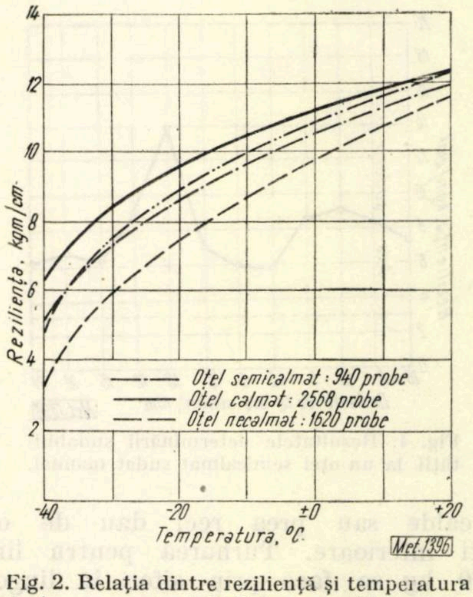


Fig. 2. Relaţia dintre rezilienţă şi temperatura de încercare a probei dintr-un profil laminat.

În figura 4 sînt redate încercările făcute după I.Cabelka, în R. D. Germană [6] asupra unei table de oţel semicalmat de 12 mm grosime. În cazul cercetat, rezilienţa minimă de realizat pentru ca materialul să fie declarat ca sudabil este de 3 kgm/cm², iar sudura folosită este cea manuală. Din figură se vede că oţelul semicalmat care a fost examinat corespunde scopului propus, întrucît diagrama obţinută este mult superioară limitei de 3 kgm/cm².

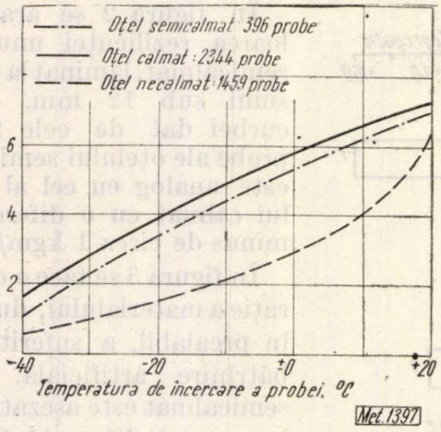


Fig. 3. Relaţia dintre rezilienţă şi temperatura de încercare a unui profil în stare îmbătrînită.

Tehnologia elaborării oţelului semicalmat prin adăugarea de aluminiu în pîlnie, la turnarea prin sifon. Oţelul semicalmat (notat cu simbolul „sc") poate fi produs cu următoarele calităţi : OL DA, OL 34, OL 38, şi OL 42 (STAS 500–62) şi 08 Kp, 10 Kp, după GOST 1050–52, P 11 şi G 18. Calitatea programată se elaborează în cuptoarele Martin ca şi un oţel necalmat obişnuit. Temperatura de scurgere a oţelului din cuptor trebuie să fie de 1600 – 1610°C. Şarjele prea calde sau prea reci dau de obicei calităţi inferioare. Turnarea pentru lingoul de 800 kg se face prin sifon în lingotiere direct conice fără maselotă, aşezate pe poduri dreptunghiulare de cîte 14 lingotiere pe pod. Lingotierele sînt nelăcuite sau negudronate, pentru a evita eventuala apropiere de exterior a suflurilor marginale, prin arderea gudronului în timpul turnării care produce încălzirea laterală a lingourilor.

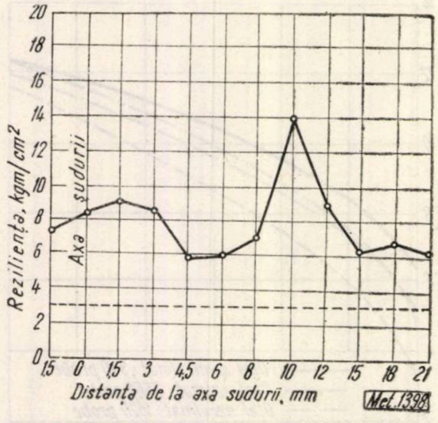


Fig. 4. Rezultatele determinării sudabilităţii la un oţel semicalmat sudat manual.

Oţelul elaborat ca un oţel necalmat obişnuit va fi turnat la fel ca şi un oţel necalmat. Cu circa 150 mm înainte de înălţimea dorită a lingoului se reduce jetul de oţel, pentru a se egaliza nivelul oţelului în toate lingotierele de pe pod. Cu maximum 100 mm, de dorit cît mai aproape de înălţimea prescrisă a lingoului, se face adaosul de aluminiu granulat prin pîlnie în cantitate de 220 g/t de oţel cu ajutorul unui jgheab de tablă fixat la gura pîlniei. Această operaţie trebuie executată cît mai repede.

După terminarea adaosului de aluminiu se mai toarnă atît oţel cît corespunde volumului interior al pîlniei şi cărămizilor tubulare din reţeaua de turnare, astfel ca să existe siguranţa că întreaga cantitate de aluminiu granulat a fost împinsă în lingouri. După aceasta, turnarea se consideră terminată ; nu se pun capace sau apă, chiar dacă unele lingouri mai fierb încă parţial. Adaosurile de aluminiu granulat se pregătesc din timp, în pungi de hîrtie sau cutii de tablă, cîntărindu-se, în fiecare pungă sau cutie, cantitatea necesară unui pod de 3,5 kg.

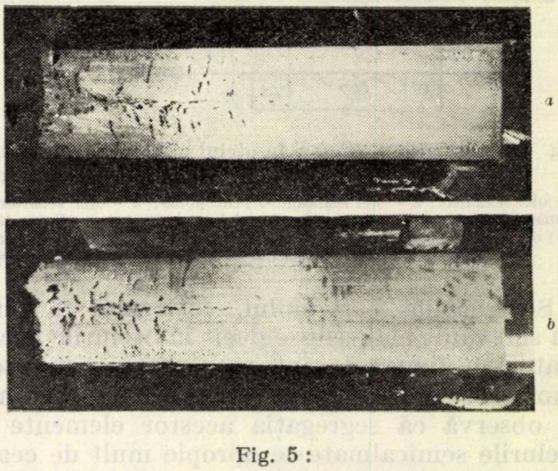


Fig. 5 :
a – lingou secţionat cu aspect bun ; b – lingou secţionat cu aspect necorespunzător.

În cazul neînchiderii dopului de turnare sau dacă şarja este mai rece, atunci oţelul se toarnă necalmat obişnuit.

În cazul terminării oţelului din oala de turnare, cînd aluminiul nu s-a dat încă în jetul de oţel, deşi lingourile pot fi la înălţimea admisă de norma internă, întregul pod nu va corespunde decît la calitatea respectivă de oţel necalmat.

Influenţa anumitor factori asupra calităţii oţelului semicalmat. Practica dobîndită pînă în prezent la turnarea oţelurilor semicalmate a dovedit că modul de adăugare a aluminiului influenţează asupra cavităţilor de retasură de la capul lingoului. În figura 5 a se prezintă un lingou de oţel semicalmat secţionat care are un aspect bun. La această şarjă, adăugarea aluminiului granulat s-a făcut în momentul cel mai potrivit, adică cu circa 30 mm înainte de a se ajunge la înălţimea dorită a lingourilor. Golurile se sudează la laminare, pierderile fiind minime. Scoaterea la această şarjă a fost de 93%.

În figura 5 b este prezentat un lingou secţionat de la podurile unde adăugarea aluminiului în pîlnie s-a făcut prea devreme, cu 200—300 mm înainte de înălţimea dorită a lingourilor. Treimea superioară a lingourilor a fost turnată necalmat. În acest caz era necesar să se adauge mai mult aluminiu decît 220 g, cît este prescris pentru o tonă de oţel. Deşi aspectul acestor lingouri lasă de dorit totuşi, majoritatea golurilor s-au sudat, obţinîndu-se, la aceste şarje, o scoatere destul de bună, de 89% şi 90%.

O mare importanţă la obţinerea oţelurilor semicalmate prin dezoxidare la turnare cu aluminiu granulat, adăugat în pîlnie, o are repartizarea uniformă a cantităţii de aluminiu în fiecare lingou de pe podul de turnare. Pentru a obţine utilizarea maximă a spaţiului din gropile de turnare, la uzina „Oţelul roşu'' s-au proiectat poduri de turnare dreptunghiulare de cîte 14 lingotiere. La turnarea oţelurilor semicalmate, aceste poduri prezintă dezavantajul că nu toate lingotierele sînt la aceeaşi distanţă de pîlnia de turnare şi, ca urmare, repartizarea aluminiului granulat adăugat în pîlnie este neuniformă. Lingourile din apropierea pîlniei vor primi mai mult aluminiu, şi mai puţin cele de la colţurile podului.

Aluminiul folosit la încercările noastre a fost primit de la Combinatul siderurgic Hunedoara, sub formă de praf, cu analiza chimică necorespunzătoare, fiind Al Solex, şi o altă parte avînd analiza chimică corespunzătoare, dar granulaţia necorespunzătoare, fiind produs după următorul flux tehnologic improvizat: retopire, turnare, strunjire. Şpanul mărunt rezultat nu asigură granulaţia prescrisă.

Concluzii. Avînd în vedere avantajele care au rezultat în urma cîtorva încercări de obţinere a oţelului semicalmat, este necesar să se acorde o mai mare atenţie producerii acestei categorii de oţeluri. De asemenea, trebuie extinse şi cercetările asupra proprietăţilor mecanice, căutîndu-se posibilităţi de înlocuire a unor oţeluri calmate (scumpe) cu oţeluri semicalmate (mai ieftine). Oţelurile calmate folosite la solicitări statice, circa 50% din profilele de oţel calmat sau cele folosite la producţia de ţevi, care lucrează pînă la 15 at şi la rece, pot fi înlocuite cu oţel semicalmat.

În oţelăriile unde lingotierele sînt aşezate pe poduri, la aceeaşi distanţă de axa pîlniei, se poate realiza o turnare foarte bună a oţelului semicalmat, indiferent de mărimea lingoului.

Ţinînd seama de avantajele oţelului semicalmat, asigurarea oţelăriilor cu aluminiu corespunzător, atît ca analiză chimică cît şi ca formă, nu ar trebui să constituie o problemă.

Bibliografie

[1] *Efimov, L. M., Litvinenko, D. A.* şi *Barsi, K. V.* Producerea oţelului semicalmat. În: Stal, nr. 10, 1958, p. 33—41.

[2] *Fellcht, K.* şi *Eckstein, I. H.* Fabricarea, proprietăţile şi întrebuinţarea oţelului semicalmat. În: Neue Hütte, nr. 10, 1960, p. 590—595.

[3] *Kolesnikov, G. A.* Structura şi proprietăţile oţelului semicalmat St. 5. In: Stal, nr. 2, 1960, p. 73—78.

[4] *Podinnoghin, E. I., Iudin, N. S.* Tehnologia elaborării şi calitatea oţelului St. 3 cu calmare limitată în lingotieră. În: Stal, nr. 11, 1961, p. 891—899.

[5] *Netter, P., Seyffarth, G.* şi *Taube, M.* Fabricarea oţelului semicalmat prin dezoxidare la turnare. In: Neue Hütte, nr. 2, 1962, p. 78—84.

[6] *Fiedler, W., Jäger, W., Günther G.* şi *Faudrich, F.* Fabricarea şi cercetări asupra oţelurilor semicalmate. În: Neue Hütte, nr. 2, 1962, p. 85—93.

CZ 669.14.018.583 – 418 ; 621.317.43

Măsurarea directă și operativă a pierderilor în fier ale benzilor înguste de tablă din oțel silicios trafo și dinamo

Ing. ION FRANȚIU*
Institutul de cercetări metalurgice

Uzinele producătoare și consumatoare de table și benzi din oțel silicios trafo (0,35 mm grosime) și dinamo (0,5 mm grosime) au la dispoziție pentru măsurarea directă și operativă a pierderilor specifice în fier, exprimate în W/kg, ferometrul Tesla TM– 411 fabricat în R.S. Cehoslovacă. Aparatul are un jug montat într-o carcasă de tablă, cu mîner de forma unei mașini de călcat. Circuitul magnetic al jugului, aplicat pe tabla care se măsoară, se închide prin această tablă, dat fiind că ea este așezată pe un suport izolator, de exemplu, pe fața unei mese de lemn. Fața carcasei și polii jugului care se aplică pe tablă au în proiecție orizontală dimensiunile arătate în figura 1.

Locul de aplicare a jugului electromagnetic pe tablă trebuie să fie conform cu instrucțiunile de utilizare, la cel puțin 10 cm distanță de marginile ei.

Caracteristicile tehnice principale ale aparatului Tesla TM–411 sînt următoarele:

— pierderile în fier se indică direct în W/kg la 10 000 gauss;

— precizia măsurării, eroarea maximă 15 % ;

— puterea consumată, aproximativ 10 W;

— curentul electric de alimentare, 120 V sau 220 V, la 50 Hz (fluctuații admisibile 10%).

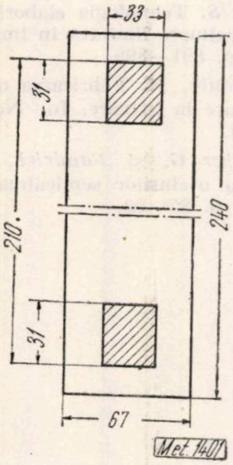


Fig. 1. Aparatul Tesla (TM–411–1). Dimensiunile feței și polilor care se aplică pe tabla de măsurat.

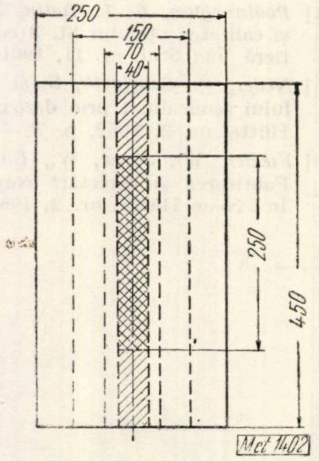


Fig. 2. Formatele de table măsurate.

În vederea determinării orientative a influenței pe care o are mărimea formatului tablei sau benzii, respectiv distanța față de margini a jugului, în ceea ce privește valoarea pierderilor în fier, măsurate cu aparatul Tesla TM–411, s-au făcut încercările arătate în continuare.

S-au tăiat zece foi de probă din table trafo, laminate la cald, de 0,35 mm grosime la dimensiunile 250×450 mm. Pe fiecare din aceste foi s-a aplicat la mijloc în același loc aparatul Tesla, notînd pierderile P 10/50 indicate de aparat. Măsurarea pierderilor în fier s-a repetat după ce lățimea foilor de probă s-a micșorat succesiv prin tăierea simetrică a părților lăturalnice, astfel că formatele au devenit pe rînd 150 × 450 ; 70×450 ; și 40×450 mm, după cum se arată schematic în figura 2. La urmă, tăind simetric și capetele ultimului format, s-au măsurat și pierderile benzii de 40×250 mm.

Pierderile măsurate – o dată pe o față și apoi pe fața cealaltă – pe formatul inițial și pe celelalte formate, obținute în felul arătat, sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Foaia nr.	Pierderile P 10/50 în W/kg măsurate pe probe mm × mm					Observații
	250×450	150×450	70×450	40×450	40×250	
1	1,42 1,42	1,50 1,50	1,55 1,55	1,75 1,62	1,80 1,77	
2	1,28 1,32	1,30 1,30	1,45 1,50	2,00 1,75	2,00 1,90	
3	1,60 1,60	1,62 1,62	1,85 2,00	2,30 2,20	3,00 2,50	
4	1,60 1,70	1,60 1,70	1,75 1,80	2,10 2,10	2,20 2,30	
5	1,35 1,50	1,30 1,30	1,45 1,45	1,70 1,70	1,75 1,75	
6	1,50 1,35	1,29 1,29	1,40 1,40	1,60 1,58	1,65 1,65	
7	1,50 1,65	1,40 1,41	1,51 1,51	1,70 1,72	1,80 1,80	
8	1,60 1,60	1,58 1,65	1,70 1,80	2,00 2,00	2,00 2,00	
9	1,25 1,30	1,30 1,22	1,35 1,35	1,70 1,55	1,75 1,50	
10	1,70 1,50	1,45 1,45	1,60 1,55	1,85 1,85	1,95 1,95	
	1,480	1,434	1,561	1,870	1,990	medii pe o față
	1,494	1,444	1,591	1,807	1,812	medii pe fața opusă
	1,487	1,440	1,576	1,838	1,900	medii pe foaie
	100	97	106	124	128	≃ %
	100	100	108	126	130	% rotunjite

---

* La executarea încercărilor a colaborat ing. Nicolae Laiu.

Cercetînd datele tabelei 1 rezultă următoarele :

— Practic, pierderile la lăţimea de 150 mm a probei nu pot fi mai mici decît la lăţimea de 250 mm. Abaterea de $100 - 97 = 3\%$ se poate atribui toleranţei de măsurare cu aparatul Tesla.

— Reprezentînd grafic legătura dintre procentele rotunjite din ultima linie a tabelei şi lăţimile probelor măsurate se obţine curba continuă din figura 3.

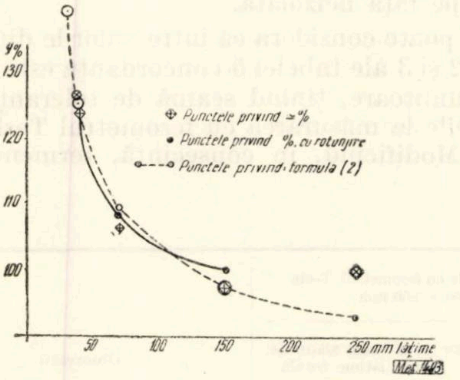


Fig. 3. Variaţia relativă a pierderilor măsurate, în funcţie de lăţimea probelor (tabela 2).

Alura acestei curbe se apropie de aceea a curbelor care se pot exprima prin ecuaţia generală :

$$y = a + \frac{b}{x}. \qquad (1)$$

Făcînd calculele pentru determinarea coeficienţilor a şi b în cazul dat, ecuaţia devine :

$$y = 87 + \frac{1\,550}{x}, \qquad (2)$$

în care :

y este procentul variaţiei relative a pierderilor, % ; x — lăţimea probei, mm.

Valorile determinate cu ajutorul ecuaţiei (2) se compară în tabela 2 cu valorile procentelor din tabela 1.

Tabela 2

Lăţimea probelor, x, mm	%	% rotunjite	y %, calculate din relaţia (2)	Valori relative, % circa
250	100	100	93,2	100
150	97	100	97,3	104
70	106	108	109,1	116
40	124	126	125,7	133
(30)	—	—	(138,6)	(146)
(60)	—	—	(112,8)	(120)

În ultima coloană a tabelei 2 s-a făcut raportarea la lăţimea iniţială de 250 mm a probelor, luînd valoarea pierderilor la această lăţime egală cu 100%. Cu valorile din tabela 2 s-au reprezentat şi celelalte puncte în figura 3. Punctele procentelor calculate cu formula (2) s-au unit printr-o linie întreruptă. Avînd în vedere abaterile admisibile la măsurarea cu aparatul Tesla se consideră că variaţia pierderilor la diferitele lăţimi ale probelor, raportată la lăţimea iniţială de 250 mm, este practic bine reprezentată de ecuaţia (2). Din această ecuaţie se calculează pentru lăţimea de 30 mm valoarea $y = 138{,}6 \simeq 139\%$, iar pentru lăţimea de 60 mm, valoarea $y = 112{,}8 \simeq 113\%$. Aceste valori au fost trecute între paranteze în ultimele două linii ale tabelei 2.

Pentru cazurile posibile de întîlnit în practica experimentărilor, este de reţinut faptul că pierderile măsurate pe probele de 40 × 250 mm (ultima coloană a tabelei 1) reprezintă circa 130%, faţă de cele ale probei iniţiale de 250 × 400 mm.

Pentru a verifica rezultatele obţinute, arătate mai sus, s-au măsurat cu aparatul Tesla cîteva benzi de 30 × 500 mm, tăiate din table trafo, care au servit la verificarea calităţii unor loturi de table silicioase primite din import. Verificarea proprietăţilor magnetice ale acestor benzi de probă s-a făcut de către uzina ε cu aparatul Epstein. În acest scop ele au fost acoperite pe una din feţe cu hîrtie izolatoare, după cum se prescrie la executarea măsurărilor pentru determinarea pierderilor în fier cu ajutorul acestui aparat. Valorile pierderilor P 10/50 W/kg ale loturilor de table trafo, din care s-au tăiat probele de 30×500 mm, reprezintă pierderile medii, adică :

$$P\ 10/50 = \frac{1}{2}(L + T)\ \text{W/kg}, \qquad (3)$$

în care :

L reprezintă pierderile în probele prelevate paralel cu direcţia de laminare, longitudinal ; T — pierderile în probele prelevate transversal pe direcţia de laminare, transversal.

Un număr mai mare de măsurări, executate separat pe probe prelevate longitudinal L şi pe probe transversale T, în cadrul unor încercări anterioare, au arătat că în cazul tablelor trafo laminate la cald valorile pierderilor determinate în direcţie longitudinală sînt mai mici cu circa 5%, iar cele transversale sînt mai mari cu circa 5% decît pierderile medii [1], adică :

$$L \simeq 0{,}95\,(L + T)\,\frac{1}{2}\,; \qquad (4)$$

$$T \simeq 1{,}05\,(L + T)\,\frac{1}{2}\,. \qquad (5)$$

Cunoscînd media pierderilor, determinată cu ajutorul aparatului Epstein, corespunzătoare loturilor de table trafo, din care s-au ales probele de 30 × 500 mm, pe care s-au executat măsurări cu aparatul Tesla, s-au determinat în tabela 3, cu ajutorul relațiilor (4) și (5), valorile probabile ale pierderilor în direcție longitudinală și transversală.

Tabela 3

Nr. crt.	Notația loturilor din care s-au tăiat probele de 30 × 500 mm	Proveniența tablelor	P10/50 W/kg. valori medii $\left(\frac{L+T}{2}\right)$	P 10/50 W/kg. valori determinate prin calcul din valorile medii	
				$L \simeq 0{,}95\left(\frac{L+T}{2}\right)$	$T \simeq 1{,}05\left(\frac{L+T}{2}\right)$
1	112–13	R.F.G.	0,851	0,81	0,90
2	80	Import	1,312	1,24	1,38
3	78– 2	Import	1,390	1,32	1,46
4	81–10	Franța	1,046	1,00	1,10
5	86– 3	Franța	1,431	1,36	1,50

Tabela 4

Nr. crt.	Probe L sau T corespunzătoare loturilor nr.	Proveniența tablelor	P 10/50 W/kg determinate în tabela 3	P 10/50 W/kg măsurate cu ferometrul Tesla pe benzile de 30 × 500 mm				Observații
				pe o singură bandă de 30 mm lățime		pe două benzi alăturate, 60 mm lățime totală		
				pe față neizolată	pe față izolată	pe față neizolată	pe față izolată	
1	112–13 T	R.F.G	0,90	1,65 1,60	1,65 1,65	1,25	1,30	benzi izolate pe o față cu hîrtie
2	112–13 L	R.F.G.	0,81	1,40 1,40	1,42 1,42	1,10	1,15	benzi izolate pe o față cu hîrtie
3	80 L	Import	1,24	1,48 1,50	1,51 1,55	1,25	1,35	benzi izolate pe o față cu hîrtie
4	78– 2 T	Import	1,46	2,40 2,43	2,50 2,40	1,75	1,80	benzi izolate pe o față cu hîrtie
5	81–10 L	Franța	1,00	1,55 1,55 1,70 1,60 1,22	1,65 1,55 1,72 1,65 1,25	1,25 1,30	1,30 1,35	benzi izolate pe o față cu hîrtie
6	86– 3 T	Franța	1,50	2,50 2,10	2,20 2,30	1,75	1,70	benzi izolate pe o față cu hîrtie
	Medii generale	P 10/50 W/kg %	1,15 100	1,73 150	1,76	1,38 120	1,42	

Rezultatele măsurării pierderilor P 10/50 cu ferometrul portativ Tesla pe benzile de 30 × 500 mm sînt redate în tabela 4. Benzile luate la întîmplare din probele verificate cu aparatul Epstein la uzina ε au fost prelevate, unele in direcție longitudinală, altele transversală. Valorile corespunzătoare direcției de prelevare, trecute în coloana 3 a tabelei 4, au fost luate din tabela 3 pentru a se compara cu pierderile măsurate cu aparatul Tesla. Măsurările s-au executat mai întîi pe cîte o singură bandă, atît pe fața neizolată, cît și pe fața izolată, apoi pe două benzi alăturate (însumînd lățimea de 60 mm), de asemenea pe fața neizolată și izolată. Valorile măsurate sînt trecute, în ordinea enunțată, în coloanele 4, 5, 6 și 7 ale tabelei 4.

Mediile generale ale pierderilor din tabela 4 arată că efectul hîrtiei izolatoare de pe una din fețele probelor, asupra pierderilor măsurate, se traduce prin creșterea valorii lor în medie cu 0,03–0,04 W/kg, față de cea măsurată pe fața neizolată.

În tabela 5 se compară valorile relative (%) ale mediilor generale din tabela 4 cu valorile relative din coloana 5 a tabelei 2. Din tabela 4 s-au luat în considerație numai valorile măsurate pe fața neizolată.

Se poate considera că între valorile din coloanele 2 și 3 ale tabelei 5 concordanța este practic mulțumitoare, ținînd seamă de toleranțele admisibile la măsurarea cu ferometrul Tesla utilizat. Modificînd, în consecință, termenul constant din relația (2), astfel ca la lățimea x = 250 mm să avem y ≃ 100%, se obține relația:

$$y = 94 + \frac{1\,550}{x}. \qquad (6)$$

Tabela 5

Lățimea probelor, x, mm	y % valori din coloana (5) tabela 2	Valorile relative ale P 10/50 W/kg, medii generale din coloanele (4) și (6) tabela 4
250	100	100
60	120	120
30	146	150

Rezultatele încercărilor de mai sus, concretizate în relația (6), s-au aplicat ocazional pentru compararea a două variante de recoacere, la care au fost supuse două loturi de cîte 20 de benzi de 60×500×0,5 mm, tăiate din table dinamo provenite din aceeași șarjă de oțel. Recoacerea benzilor s-a făcut într-un cuptor electric la care adîncimea spațiului de încălzire era insuficientă, circa 550 mm. Din această cauză, benzile s-au încălzit neomogen pe lungimea lor. Capetele dinspre fundul spațiului de încălzire s-au încălzit la o temperatură mai ridicată decît capetele care ajungeau pînă la ușa mai slab izolată a cuptorului. Diferența de temperatură dintre extremitățile benzilor, provocată de condițiile de încălzire necorespunzătoare, s-a apreciat la cel puțin 50°C, după culoarea cutiei de tablă în care s-au împachetat benzile. În felul acesta temperaturile de recoacere realizate au fost cele arătate în tabela 6.

Tabela 6

Varianta de recoacere	Lotul nr.	Ciclul de recoacere : încălzire + menținere + răcire, ore	Temperatura, °C		
			indicată de termocuplul cuptorului	La extremitatea benzilor situate	
				în interior i	lîngă ușă, u
1 D	1	3+3+18	800	800	circa 750
2 D	2	3,5+3+18,5	950	950	circa 900

Măsurarea pierderilor în fier cu ferometrul Tesla s-a făcut în trei locuri pe benzile recoapte după cele două variante. Jugul aparatului s-a aplicat mai întîi astfel încît extremitatea sa să coincidă într-o parte cu capătul benzii. A doua oară jugul s-a aplicat în partea centrală a benzii, iar a treia oară măsurarea s-a făcut la celălalt capăt, în poziție simetrică cu prima măsurare. Valorile măsurate în acest fel sînt trecute în tabela 7 împreună cu valorile corectate, ținînd seamă de valorile relative din tabela 1, coloana 6 și tabela 2, coloana 5. Conform cu aceste date, pe lîngă corecția corespunzătoare lățimii de 60 mm a benzii (tabela 2, coloana 5), la măsurările de la capetele benzilor s-a aplicat în plus și corecția pentru coincidența extremității jugului cu capătul benzii (tabela 1, coloana 6).

Interpretarea datelor din tabelele 6 și 7 duce la următoarele constatări : recoacerea la temperatura de 800°C dă benzi cu pierderi mai mici decît recoacerea la 900 și 950°C (este vorba de recoaceri în atmosferă obișnuită) ; scăderea temperaturii de recoacere sub 800°C este însoțită de o creștere însemnată a pierderilor.

Repetarea experimentărilor cu aceleași temperaturi de recoacere în condiții de încălzire omogenă a confirmat aceste constatări.

Din încercările și exemplele prezentate se pot trage următoarele concluzii :

— Ferometrul portativ Tesla Tm—411 (fabricat în R.S. Cehoslovacă) poate fi utilizat pentru verificarea operativă și orientativă a pierderilor în fier P 10/50 W/kg, nu numai ale tablelor, ci, de asemenea, ale benzilor înguste de oțel silicios trafo și dinamo, de 0,35 și 0,5 mm grosime.

— Se pot măsura benzi sub 250 mm lățime, mergînd pînă la lățimea minimă de 30 mm.

Tabela 7

Benzile de 60 × 600 × 0,5 mm		direcția de prelevere L, T*	Pierderile P 10/50, W/kg (valori medii)					
			La capătul din interior i		La mijloc		La capătul de lîngă ușă u	
din lotul nr. (tabela 6)	recoapte la, °C (tabela 6)		măsurate	corectate	măsurate	corectate	măsurate	corectate
1	800	L	2,2	1,78	2,2	1,83	4	3,3
		T	2,3	1,87	2,3	1,91	4	3,3
		1/2 $(L+T)$		1,82		1,87		3,3
2	950	L	2,35	1,93	2,3	1,92	2,3	1,87
		T	2,4	1,95	2,8	2,32	2,4	1,95
		1/2 $(L+T)$		1,94		2,12		1,91

* L = longitudinale
T = transversale

— Valoarea reală a pierderilor P 10/50 se obține împărțind indicațiile directe în W/kg ale aparatului la un coeficient de corecție K, dedus din relația (6) :

$$K = 0,94 + \frac{15,5}{x}, \qquad (7)$$

în care :

x este lățimea benzii în mm (această lățime putînd fi cuprinsă între 250 și 30 mm).

Bibliografie

[1] *Franțiu, I., Loziciu, M., Laiu, N.*. Ameliorarea calității tablelor silicioase. Cercetări miniere și metalurgice, ICEM, vol. 3, București, Editura tehnică, 1961.

construcția de mașini

Lefordítva
694299/63

CZ 625.282.036.18 – 843.6 : 621.436.018.3

Posibilități de mărire a eficacității economice a motorului Diesel pentru locomotive

Ing. BERTHOLD GRÜNWALD și ing. TRAIAN DUDAȘ

În ultimele două decenii tracțiunea Diesel pe căile ferate și-a dovedit marea sa eficacitate economică. În prezent, preocuparea principală constă în găsirea căilor și mijloacelor prin care se poate obține reducerea continuă a cheltuielilor de transport, perfecționarea tracțiunii Diesel.

Principalii factori de care depinde economicitatea motorului cu aprindere prin comprimare destinat tracțiunii pe calea ferată pot fi puși în evidență prin analiza prețului de cost al energiei produse de motor. Pentru simplificare se va cerceta prețul de cost pe cal putere și oră — $C_{\text{CP/h}}$, lei/CPh.

Prețul de cost se compune din: cheltuieli pentru combustibil, cheltuieli de amortizare a costului motorului, cheltuieli pentru reparații, cheltuieli de exploatare (salariile personalului de deservire, cheltuieli pentru ulei, apă etc.).

Dacă C_c, lei/kg, este prețul combustibilului și C_e, kg/CPh. consumul specific efectiv de combustibil, cheltuielile pentru combustibil raportate la un cal putere oră vor fi:

$$C_c \cdot C_e = C_c \frac{632}{\eta_e\, H_i}, \text{ lei/CP.h}, \tag{1}$$

în care η_e este randamentul efectiv al motorului și H_i, kcal/kg, este puterea calorică inferioară a combustibilului.

Dacă se notează cu Y_m, lei/an, cota anuală de amortizare a motorului, τ_{an}, ore/an, numărul anual de ore de funcționare a motorului și P_e, CP, puterea efectivă a motorului; cheltuielile de amortizare a motorului, raportate la un cal putere oră, vor fi

$$\frac{Y_m}{\tau_{an}\cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \qquad (1a)$$

Dacă se notează cu Y_r, lei/an, cheltuielile anuale pentru reparații (reparații curente, medii și capitale), cheltuielile pentru reparații raportate la un cal putere oră vor fi

$$\frac{Y_r}{\tau_{an}\cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \qquad (1b)$$

Dacă se notează cu Y_e, lei/an, cheltuielile anuale de exploatare, costul exploatării, raportat la un cal putere oră va fi

$$\frac{Y_e}{\tau_{an}\cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \qquad (1c)$$

Însumînd toate cheltuielile rezultă:

$$C_{\text{CPh}} = 632\frac{C_c}{\eta_e \cdot H_i} + \frac{Y_m}{\tau_{an}\cdot P_e} + \frac{Y_r}{\tau_{an}\cdot P_e} + \frac{Y_e}{\tau_{an}\cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \tag{2}$$

Formula (2) pune în evidență principalii factori care contribuie la reducerea prețului de cost al unității de energie produsă de motor și anume: funcționarea cu un randament efectiv ridicat și care totodată să se mențină maxim în tot cursul exploatării; funcționarea cu un combustibil ieftin; exploatarea rațională astfel încît numărul anual de ore de funcționare să ajungă la maximum posibil, funcționarea în permanență la puterea nominală și cheltuieli anuale de amortizare, reparații și exploatare minime.

Înainte de a răspunde la întrebarea: care sînt principalele mijloace tehnice care permit realizarea acestor cerințe, trebuie să se țină seama de următoarea observație: membrul drept al relației (2) reprezintă suma a patru termeni; în consecință se naște întrebarea dacă toți termenii intervin cu aceeași pondere. Dacă răspunsul este negativ este important să se cerceteze îndeosebi acele soluții tehnice care influențează termenii cu ponderea cea mai mare.

Se grupează termenii din relația (2) astfel:

$$C_{\text{CP.h}} = 632\frac{C_c}{\eta_e\, H_i} + \frac{1}{\tau_{an}\cdot P_e}[Y_m + Y_r] + \frac{Y_e}{\tau_{an}\cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \tag{3}$$

Această grupare este convenabilă întrucît suma $Y_m + Y_r$ variază cu numărul de ani, astfel încît trece printr-un minim, în timp ce cheltuielile anuale de exploatare Y_e sînt practic independente de numărul de ani de exploatare.

În adevăr, dacă x ani reprezintă numărul de ani de serviciu al motorului, iar C_m, lei, costul motorului, cota anuală de amortizare va fi :

$$Y_m = \frac{C_m}{x}, \text{ lei/an.} \tag{4}$$

Într-un sistem de axe de coordonate Y_x, cota anuală de amortizare Y_m variază cu numărul de ani după o hiperbolă (fig. 1).

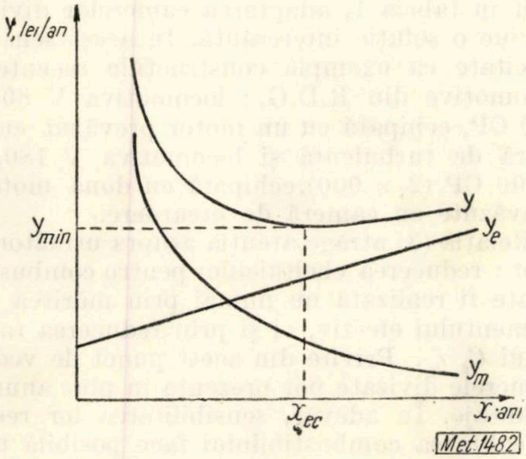


Fig. 1. Variația cheltuielilor de amortizare și reparații și a sumei lor cu numărul de ani.

Pe de altă parte, experiența arată că cheltuielile anuale de reparații cresc liniar cu numărul de ani :

$$Y_r = a + \frac{b}{2}\,x, \text{ lei/an,} \tag{5}$$

în care a reprezintă cheltuielile de reparații inițiale, iar b/2 sporul mediu anual al cheltuielilor de reparații. Variația cheltuielilor de reparații cu numărul de ani este reprezentată de asemenea în figura 1.

Însumînd relațiile (4) și (5) se obține :

$$Y = Y_m + Y_r \tag{6}$$

sau

$$Y = \frac{C_m}{x} + \frac{b}{2}\,x + a. \tag{6'}$$

Funcțiunea Y (fig. 1) trece printr-un minim care poate fi determinat cu ușurință pe cale analitică.

Prin derivarea relației (6') se obține :

$$\frac{\mathrm{d}Y}{\mathrm{d}x} = -\frac{C_m}{x^2} + \frac{b}{2}. \qquad (6'a)$$

Anulînd derivata rezultă :

$$-\frac{C_m}{x^2} + \frac{b}{2} = 0 \qquad (6'b)$$

sau

$$x_{ec} = \sqrt{\frac{2\,C_m}{b}}. \tag{7}$$

Introducînd această valoare în relația (6') se obține :

$$Y_{min} = \sqrt{\frac{C_m \cdot b}{2}} + \sqrt{\frac{C_m \cdot b}{2}} + a. \tag{8}$$

Relațiile (7) și (8) pun în evidență, în primul rînd, o noțiune nouă : durata economică de serviciu a motorului.

În adevăr, dacă prin durata de serviciu a unui motor se înțelege numărul de ani pe durata cărora motorul poate fi lăsat în exploatare, trebuie să se distingă noțiunea de durată economică de serviciu a motorului x_{ec} prin care se înțelege numărul anilor de exploatare în care suma amortizării anuale și a cheltuielilor medii anuale de reparații este minimă, adică $Y = Y_{min}$.

Relația (7) arată că la un preț de cost dat al motorului singura cale de mărire a duratei economice de serviciu este aceea de reducere a sporului anual b al cheltuielilor de reparații ceea ce evident va influența pozitiv și reducerea valorii minime a funcțiunii.

Astfel dacă se admite o creștere medie anuală a cheltuielilor de reparații de 0,5% din costul motorului, adică $b/2 = 0{,}005\,C_m$, rezultă că durata economică de serviciu este de 14,1 ani. Potrivit unor date statistice [3] durata de serviciu a motorului de locomotivă Diesel-electrică ajunge la 20-25 ani.

Introducînd relația (8) în relația (3) se obține costul minim al unității de energie (1 CP. h) produsă de motor :

$$C_{\text{CP.h}} = 632\,\frac{C_c}{\eta_e\,H_i} + \frac{1}{\tau_m \cdot P_e}\left[\sqrt{\frac{C_m \cdot b}{2}} + \sqrt{\frac{C_m \cdot b}{2}} + a\right] + \frac{Y_e}{\tau_{an} \cdot P_e}, \text{ lei/CP.h.} \tag{9}$$

Pentru un motor Diesel de locomotivă, de 2000 CP, s-a admis* : $C_m = 2\,000\,000$ lei ; $\eta_e = 0{,}367$ — ceea ce corespunde la un consum specific efectiv de combustibil de 172 g/CPh ; $C_c = 0{,}5$ lei/kg ; $b = 0{,}01\,C_m$ lei/an ; $a = 0{,}1\,C_m$ lei/an ; $Y_e = 0{,}151\,C_m$ lei/an ; $\tau_{an} = 8\,000$ ore/an ; $H_i = 10000$ kcal/kg.

Rezultă repartiția de cheltuieli arătată în tabela 1.

Din această tabelă rezultă că 80% din totalul cheltuielilor sînt determinate de două capitole : combustibili și reparații, cheltuielile pentru combustibili reprezentînd aproape 2/3; preţul motorului intervine cu o pondere mică.

---

* Unele date au fost alese astfel încît sînt apropiate de cele ale motorului de locomotivă fabricat la Reșița ; datele privind cheltuielile de reparații și exploatare (a, b, Y_e) au fost alese din literatura de specialitate [2], [3].

Tabela 1

Natura cheltuielilor	lei/CP.h.	%
Combustibil	$8{,}60\cdot10^{-2}$	63,7
Amortizare	$0{,}88\cdot10^{-2}$	6,6
Reparaţii	$2{,}13\cdot10^{-2}$	15,7
Salarii diverse	$1{,}89\cdot10^{-2}$	14,0
Total	$13{,}50\cdot10^{-2}$	100,0

Distribuţia cheltuielilor poate să difere de la o ţară la alta sau de la o perioadă la alta. Chiar dacă ponderea diferitelor capitole de cheltuieli se modifică, datele prezentate în tabela 1 reflectă totuşi în linii mari o anumită realitate actuală care poate fi luată ca bază de plecare*.

Discutarea diferitelor soluţii tehnice trebuie făcută ţinînd seama că aceeaşi soluţie poate influenţa simultan mai mulţi factori care intervin în preţul de cost al unui CP.h; de multe ori ea îi modifică chiar în sensuri opuse. De aceea aprecierea uneia sau alteia dintre soluţii trebuie făcută cu grijă, ţinînd seama de efectul ei de ansamblu.

Reducerea cheltuielilor pentru combustibil poate fi realizată pe mai multe căi. Dacă se ţine seama că randamentul efectiv reprezintă produsul dintre randamentul indicat şi cel mecanic, adică $\eta_e = \eta_i\cdot\eta_m$, rezultă că sporirea lui poate fi realizată, pe de o parte, prin îmbunătăţirea proceselor de lucru, pe de altă parte, prin reducerea pierderilor mecanice din motor.

Este cunoscut că o influenţă sensibilă asupra randamentului indicat o exercită tipul camerei de ardere. Utilizarea camerelor unitare prezintă ca avantaj principal o valoare ridicată a randamentului indicat. În comparaţie cu motoarele cu camere divizate, motoarele cu cameră unitară realizează consumuri specifice efective de combustibil cu 15—30% mai mici. Dacă cheltuielile pentru combustibil intervin cu o pondere atît de ridicată ca cea menţionată în tabela 1, alegerea camerelor unitare reprezintă o soluţie de neînlocuit. Un număr mare de motoare destinate locomotivelor de cale ferată sînt prevăzute cu camere unitare; printre acestea se numără şi motorul de locomotivă fabricat la Uzinele de construcţii de maşini Reşiţa.

Deşi camerele divizate au un consum specific efectiv de combustibil mai mare, în exploatare dau rezultate mai bune dat fiind avantajele lor: presiuni maxime mai reduse, precum şi sensibilitate redusă la calitatea combustibilului şi la calitatea procesului de pulverizare.

Reducerea solicitărilor mecanice şi utilizarea unui sistem de injecţie mai puţin pretenţios au drept consecinţă o micşorare însemnată a cheltuielilor prevăzute la capitolul reparaţii. Dacă, în anumite condiţii, decalajul între cele două capitole mari de cheltuieli — combustibil şi reparaţii — nu este atît de mare ca cel stabilit în tabela 1, adoptarea camerelor divizate devine o soluţie interesantă. În acest sens pot fi citate ca exemple construcţiile recente de locomotive din R.D.G.: locomotiva V 60, de 600 CP, echipată cu un motor prevăzut cu cameră de turbulenţă şi locomotiva V 180, de 1 800 CP (2 × 900), echipată cu două motoare prevăzute cu cameră de preardere.

Relaţia (3) atrage atenţia asupra următorului fapt: reducerea cheltuielilor pentru combustibil poate fi realizată nu numai prin mărirea randamentului efectiv, ci şi prin reducerea raportului C_e/η_e. Privite din acest punct de vedere, camerele divizate pot prezenta în plus anumite avantaje. În adevăr, sensibilitatea lor redusă la calitatea combustibilului face posibilă utilizarea unor combustibili cu un preţ de cost C_c mai mic, astfel încît, chiar dacă randamentul efectiv este mai redus, valoarea raportului C_e/η_e să nu prezinte o diferenţă sensibilă faţă de cea realizată pentru camerele unitare.

Mai mult, în camerele divizate se pot utiliza fără dificultate combustibili grei al căror preţ de cost este cu 50—70% mai mic decît preţul de cost al motorinei. Dacă se ţine seama că puterea calorică a păcurii este cu 8 — 10% mai mică decît aceea a motorinei, valoarea raportului $\frac{C_c}{\eta_e\cdot H_i}$ se deplasează sensibil în favoarea camerelor divizate.

De altfel, utilizarea combustibililor grei în motoarele cu aprindere prin comprimare destinate tracţiunii feroviare constituie ea însăşi, independent de tipul camerei de ardere, o cale importantă pentru reducerea cheltuielilor prevăzute la capitolul combustibil. Încercările efectuate în acest scop au condus chiar la crearea unui procedeu nou de control al întîrzierii la aprindere prin injecţie secundară de combustibil. În prezent pot fi citate numeroase exemple, mai ales din domeniul motoarelor navale, la care problema utilizării păcurii drept combustibil pentru motoarele cu aprindere prin comprimare a fost soluţionată foarte avantajos.

În prezent se exprimă cereri [4] pentru construirea unui număr mai mare de locomotive echipate cu motoare cu camere divizate. Autorii consideră că alegerea tipului de cameră de ardere trebue făcută evitînd considerentele unilaterale ; este necesar să se ţină seama de toţi factorii care influenţează într-un sens sau altul eficacitatea economică de ansamblu a motorului.

---

* În acest sens pot fi menţionate şi calculele lui N. A. Glagolev [1] care, precizînd pentru o locomotivă de 6 000 CP (două secţii a 3 000 CP fiecare) un consum specific efectiv de combustibil de 180 g/CP.h, un parcurs zilnic de 700 km/24 ore, o durată economică de serviciu de 15 ani şi un preţ de 2 460 000 ruble (vechi) a obţinut următoarea distribuţie a cheltuielilor: combustibil 74%; reparaţii 16,0%; amortizare 2,5%; salarii, diverse 7,5%.

Randamentul mecanic ia în consideraţie trei categorii de pierderi : pierderile prin frecare, pierderile pentru antrenarea diferitelor organe auxiliare ale motorului şi pierderile de pompaj din diagrama indicată.

O cale importantă pentru mărirea randamentului mecanic o constituie supraalimentarea motorului şi mai ales supraalimentarea înaltă a motorului.

Utilizarea supraalimentării a devenit posibilă, datorită progreselor obţinute în domeniul turbosuflantei. În prezent toate motoarele de locomotivă, cu excepţia acelora de putere mică, sînt supraalimentate.

Randamentul mecanic pentru un motor supraalimentat, la care turbina este cuplată cu arborele cotit, este :

$$\eta_m = \frac{P_i + P_{pomp} - P_{mec} - P_{comp} + P_{turb}}{P_i} \tag{9}$$

în care : P_i este puterea indicată a motorului ; P_{pomp} — puterea corespunzătoare lucrului mecanic de pompaj ; P_{mec} — puterea corespunzătoare lucrului mecanic de frecare şi lucrului mecanic de antrenare a organelor auxiliare ; P_{comp} — puterea consumată de compresor şi P_{turb} — puterea furnizată de turbină.

La motorul cu alimentare normală lucrul mecanic de pompaj reprezintă o mărime negativă şi în consecinţă determină o reducere a randamentului mecanic. La motorul supraalimentat, lucrul mecanic de pompaj reprezintă o sursă de mărire a randamentului mecanic, care creşte cu 6—8 %, ceea ce determină o micşorare corespunzătoare a consumului specific efectiv de combustibil.

Relaţia (9) pune în evidenţă şi o altă cale de sporire substanţială a randamentului mecanic. La motoarele cu supraalimentare de presiune joasă sau medie, puterea compresorului este egală cu puterea turbinei. $P_{comp} = P_{turb}$. Dacă s-ar putea realiza $P_{turb} > P_{comp}$, apare evident o sursă nouă de sporire a randamentului mecanic. Experienţa arată că o astfel de soluţie este posibilă în cazul supraalimentării de presiune înaltă. În acest caz excesul de putere furnizat de turbină se transmite la arborele motor printr-un angrenaj cu roţi dinţate. Această soluţie măreşte preţul de cost al motorului. Întrucît cheltuielile de amortizare intervin cu o pondere mică în preţul de cost al energiei produse de motor, o astfel de soluţie îşi justifică cu prisosinţă eficacitatea economică prin reducerea sensibilă a cheltuielilor pentru combustibil. O astfel de soluţie utilizată pe motorul naval MAN 45/66 de 3 700 CP (presiunea medie efectivă $p_e = 20$ kgf/cm^2) combinată cu turaţia redusă a motorului (200 rot/min) a condus la o cifră record pentru consumul specific efectiv de combustibil : 137 g/CP.h.

În cazul supraalimentării în general şi al supraalimentării de înaltă presiune în special pentru a reduce solicitările mecanice şi uzura motorului, se limitează parametrii termodinamici ε (raportul de compresiune) şi λ (raportul dintre presiunea maximă a ciclului şi presiunea la sfîrşitul cursei de comprimare) la valori minime ; ca urmare, parametrul termodinamic ρ (raportul de destindere prealabilă) creşte, dublîndu-se aproape. După cum se ştie la motoarele cu alimentare normală variaţia ultimului parametru afectează sensibil randamentul indicat. După cum au demonstrat autorii [5], la motoarele supraalimentate, această împrejurare lasă practic nemodificat randamentul termodinamic ceea ce are o importanţă deosebită asupra eficacităţii economice a motorului.

În ultimii ani constructorii sovietici [2] manifestă un interes deosebit pentru realizarea unui motor Diesel de locomotivă cu supraalimentare înaltă la care turbina furnizează un exces de putere ce se transmite arborelui cotit.

În fine, un alt element esenţial de care depinde reducerea cheltuielilor pentru combustibil îl constituie realizarea unui randament efectiv maxim în tot cursul exploatării motorului. După cum se ştie, randamentul efectiv variază astfel cu sarcina motorului încît se micşorează sensibil la reducerea sarcinii. Variaţia randamentului efectiv cu sarcina motorului este prezentată în figura 2. Apare raţional ca în cursul exploatării motorul să funcţioneze aproape la plină sarcină ($\sim 0{,}9\,P_e$). Aceasta înseamnă că, dacă încărcarea motorului este mai mică decît puterea lui nominală, motorul trebuie să funcţioneze pe caracteristica exterioară sau în apropierea ei, evitîndu-se astfel regimul sarcinilor parţiale care se realizează cu consumuri specifice efective de combustibil ridicate. Acest deziderat poate fi realizat obligînd motorul să funcţioneze

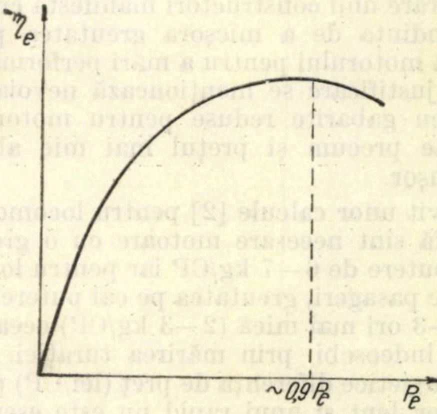


Fig. 2. Variaţia randamentului efectiv cu sarcina motorului, exprimată în CP.

în regim de sarcină constantă ceea ce impune reglarea simultană a momentului motor și turației lui. În acest scop trebuie să se realizeze o corelație între regulatorul de combustibil care comandă injecția și regulatorul de cîmp care comandă excitația generatorului.

Locomotivele Diesel-electrice moderne sînt prevăzute cu un sistem complex de reglaj care realizează cerințele menționate. În acest fel motorul funcționează permanent într-un regim de economicitate maximă, ceea ce afectează avantajos capitolul de cheltuieli în discuție.

Reducerea cheltuielilor de reparații ale motorului se poate realiza pe două căi, prin mărirea durabilității organelor motorului și prevenirea eventualelor defecțiuni sau avarii care ar interveni în funcționarea motorului și ar determina efectuarea unor reparații costisitoare.

O mărire a durabilității motorului se poate obține prin reducerea turației lui. Turația influențează însă contradictoriu diferitele capitole de cheltuieli. Astfel, motoarele lente (150—300 rot/min) au consumuri specifice cu circa 150—200 g/CP.h mai mici, ceea ce se explică prin durata de ardere în unghiuri de manivelă mai redusă, pierderi de pompaj și pierderi mecanice mai mici. Totuși motoarele lente nu se întîlnesc pe locomotive deoarece ele au o putere litrică redusă și impun dimensiuni mari pentru transmisia electrică sau hidraulică. Mărirea turației antrenează dezavantaje principale : reducerea randamentelor indicat și mecanic, mărirea uzurii provocată de creșterea vitezei medii a pistonului, de creșterea solicitărilor mecanice (mărirea forțelor de inerție și a vitezei de creștere a presiunii) și a solicitărilor termice. Trebuie adăugat însă că mărirea turației antrenează ca avantaj principal reducerea greutății pe cal putere a motorului. Pornind de la această împrejurare unii constructori manifestă cu orice preț tendința de a micșora greutatea pe cal putere a motorului pentru a mări performanțele lui. Ca justificare se menționează nevoia unui motor cu gabarite reduse pentru motorul de tracțiune precum și prețul mai mic al unui motor ușor.

Potrivit unor calcule [2] pentru locomotivele de marfă sînt necesare motoare cu o greutate pe cal putere de 6—7 kg/CP iar pentru locomotivele de pasageri, greutatea pe cal putere poate fi de 2—3 ori mai mică (2—3 kg/CP) ceea ce se obține îndeosebi prin mărirea turației. După datele sovietice diferența de preț (lei/CP) pentru un motor lent și unul rapid nu este esențială, astfel încît tendința unor constructori de a nu ține seama de cerințele diferite ale locomotivelor de marfă și de pasageri poate conduce la sacrificii importante privind economia de combustibil și durabilitatea motorului.

Motoarele actuale de locomotive au turația cuprinsă între 700 și 1 500 rot/min. Motorul pentru locomotivă fabricat la Uzinele de construcții de mașini—Reșița are o turație care se situază la limita inferioară a intervalului (750 rot/min) și o greutate pe cal putere de 9,1 kg/CP. Aceste caracteristici, care contribuie la mărirea economicității și durabilității lui, arată că alegerea lui a fost rațională.

O cale importantă de mărire a durabilității motorului constă în utilizarea unor soluții constructive și tehnologice corespunzătoare.

Printre soluțiile constructive și tehnologice mai importante care s-au dezvoltat în ultimul timp și care conduc la o reducere a uzurii motorului se menționează următoarele :

S-a sporit rigiditatea carterului ceea ce a asigurat o sporire a duratei de funcționare a arborilor cotiți. La motorul de locomotivă fabricat la Uzinele de construcții de mașini—Reșița se utilizează pereți transversali turnați din oțel asamblați prin sudură cu pereți longitudinali din tablă.

La acest motor s-a utilizat soluția cu două linii paralele de cilindri, ceea ce a avut drept urmare reducerea lungimii fusurilor manetoane în comparație cu lungimea fusurilor manetoane ale unui arbore de motor cu două linii de cilindri în V. A crescut astfel și rigiditatea arborelui cotit.

O nouă sporire a duratei de funcționare a arborilor cotiți s-a obținut prin utilizarea amortizoarelor de vibrație. Prin crearea uleiurilor siliconice cu o mare viscozitate (pînă la 100 000 cSt) și termostabilitate (pînă la 200°C), cu punct de congelare scăzut (—44°C), au fost confecționate amortizoare de vibrație hidraulice simple din punct de vedere constructiv și extrem de avantajoase în exploatare întrucît nu necesită lucrări de reglaj sau întreținere și au o mare durată de serviciu. Motorul de locomotivă fabricat la Uzinele de construcții de mașini—Reșița este echipat cu astfel de amortizoare.

S-au înlocuit cămășile de cilindru uscate cu cămăși umede și s-a mărit rezistența la uzură a acestora din urmă precum și a segmenților. În acest scop s-a trecut la utilizarea unor tratamente eficiente cum ar fi cromarea poroasă a cilindrilor sau cromarea poroasă a segmenților asociată cu nitrurarea cilindrilor.

S-au introdus cuzineți subțiri bimetalici și trimetalici care se montează ușor și sînt interschimbabili. La motorul de locomotivă fabricat la Uzinele de construcții de mașini—Reșița sînt prevăzuți cuzineți trimetalici pentru lagărele palier ale arborelui cotit și pentru lagărele fusurilor arborelui de distribuție precum și la capul bielei. Cuzinetul este format dintr-un oțel carbon de calitate (OLC 10) de 1 — 2 mm grosime, dintr-un strat intermediar de Bz cu Pb (0,5—1,0 mm), un strat glisant aplicat galvanic (0,02 — 0,04 mm) și un strat de protecție (cositorire galvanică) împotriva coroziunii (0,001—0,002 mm.).

Utilizarea unor materiale de calitate (oțel și fontă specială, de exemplu oțel aliat cementat pentru arbori cotiți) și perfecționarea tehnologiei de fabricație (mărirea preciziei de prelucrare etc.) au contribuit de asemenea la mărirea durabilității diferitelor organe.

S-a perfecționat instalația de ungere în vederea îmbunătățirii filtrării uleiului. În acest scop se utilizează instalații speciale de filtrare multiplă. Astfel, motorul de locomotivă fabricat la Uzinele de construcții de mașini—Reșița este prevăzut cu un sistem de filtrare dublă (grosieră și fină) legat în paralel cu un sistem de centrifugare a uleiului. Întrucît uzurile importante apar îndeosebi la pornire, datorită lipsei de lubrifiant pe suprafețele în mișcare care conduce la o frecare semiuscată și chiar uscată, în instalația de ungere este prevăzută o pompă auxiliară care intră în funcțiune înainte de a porni motorul. Utilizarea unor uleiuri de calitate superioară, aditivate (pînă la 20%), contribuie de asemenea la o reducere sensibilă a uzurii.

Preîncălzirea motorului înainte de pornire și menținerea lui în stare caldă la staționări de durată redusă (5—7 ore), pe timp rece, constituie de asemenea mijloace importante de mărire a duratei de serviciu a motorului.

După cum se știe, temperatura apei de răcire influențează sensibil uzura corosivă a cilindrului. La arderea unui kilogram de combustibil se formează aproximativ un kilogram de apă. Dacă temperatura cilindrului este sub punctul de rouă al vaporilor de apă, aceștia se condensează și formează împreună cu compușii intermediari ai arderii (cetone, aldehide, acizi) precum și cu oxizii sulfului produse de condensație acide. La presiunea din cilindrul motorului (60—80 kgf/cm^2) punctul de rouă al vaporilor de apă ca și al unor compuși intermediari este de aproximativ 100°C. La o grosime a cămășii de cilindru de 10 mm temperatura suprafeței interioare este cu circa 60°C deasupra temperaturii apei de răcire. În consecință, pentru ca la pornire temperatura pereților să fie deasupra punctelor de rouă, temperatura apei de răcire trebuie să fie de aproximativ 50—60°C. De aceea, tot mai frecvent instalațiile de răcire ale motoarelor de locomotivă sînt prevăzute cu două circuite suplimentare de apă : unul destinat preîncălzirii motorului înainte de pornire iar altul pentru menținerea lui în stare caldă la staționări pe timp de iarnă (—20...—30°C).

Îmbunătățirea instalației de filtrare a aerului contribuie de asemenea la micșorarea uzurii abrazive care se produce în motor. În mod justificat se afirmă că un filtru de aer simplu nu se va amortiza niciodată deoarece nu protejează motorul în mod satisfăcător. În prezent se efectuează cercetări laborioase pentru a stabili cît de mică poate fi particula de praf ce pătrunde prin filtru și nu amplifică uzura normală a motorului; unele din ele se opresc la 0,5 µm.

Pentru a arăta posibilitățile de îmbunătățire în acest domeniu se citează lucrările Institutului unional de cercetări pentru locomotive (VNITI) în care s-a elaborat un filtru nou, cu film de ulei pentru motoarele Diesel de mare putere. Este interesant de semnalat că încercările comparative făcute cu vechiul filtru de serie au arătat că eficacitatea noului filtru este de 99,1—99,4% față de 91—92%, iar rezistența gazodinamică nu numai că nu a crescut dar chiar s-a micșorat, 155—166 kgf/m^2 față de 250 kgf/cm^2 la filtrul de serie. Se menționează că filtrele noi nu au fost niciodată demontate pentru curățare, în exploatare. În timp ce filtrul cu ulei reține toate particulele pînă la 5 µm, filtrul de serie reține particule numai pînă la 100 µm. Drept rezultat la motorul echipat cu filtrul nou uzura cămășilor de cilindru s-a redus cu 10—15%, iar aceea a segmenților cu 25—50%. Date publicate în literatură [9] arată că efectuarea unor cheltuieli suplimentare (0,6—1% din prețul locomotivei) pentru montarea unor filtre de aer mai eficiente pe o locomotivă destinată manevrelor de la oțelării a condus la aproape dublarea parcursului efectuat între două reparații.

Toate soluțiile constructive și tehnologice noi, care măresc prețul de cost al motorului, apar totuși pe deplin justificate dacă se are în vedere diferența mare care există între cheltuielile de amortizare și cele de reparații.

Prevenirea eventualelor defecțiuni sau avarii care ar interveni în funcționarea motorului are un rol însemnat în reducerea cheltuielilor de reparații și mărirea duratei lui de serviciu. În acest scop se acționează în prezent pe mai multe căi.

Una dintre soluțiile care prezintă o mare eficacitate economică cu tot costul ei ridicat constă în echiparea motorului cu o instalație automată de protecție. Instalația protejează motorul la apariția unor defecțiuni în instalația de răcire, în instalația de ungere, în instalația de supraalimentare și în instalația de alimentare cu combustibil.

Uneori, deficiențe neînsemnate în instalația de răcire pot provoca avarii grave ca gripări de piston, crăpări de chiulase etc. Astfel, aparatura de protecție din instalația de răcire aduce motorul la regimul de mers în gol în cazul cînd temperatura apei de răcire depășește o anumită valoare sau cînd nivelul apei din rezervor scade sub limita admisă; ea oprește motorul atunci cînd presiunea apei din circuit scade sub valoarea admisă sau blochează pornirea motorului dacă temperatura apei din circuitul de pornire nu a atins valoarea necesară; ea sesizează de asemenea apariția pericolului de îngheț al apei de răcire.

Aparatura de protecție din instalația de ungere este prevăzută cu un releu de temperatură maximă care trece motorul în regimul de mers în gol atunci cînd temperatura uleiului depășește o anumită valoare (de exemplu, 89°C la locomotiva fabricată la Reșița); un al doilea releu oprește motorul la scăderea presiunii uleiului la intrarea în lagăre sub valoarea admisă (de exemplu 0,85 kgf/cm^2 la motorul de locomotivă fabricată la Reșița).

Aparatura de protecție din instalația de supraalimentare intră în acțiune, reducînd debitul de combustibil pînă la anularea lui, atunci cînd presiunea de supraalimentare este sub valoarea sa normală, ceea ce ar provoca scăderea inadmisibilă a coeficientului excesului de aer cu toate consecințele grave ce decurg: arderea incompletă a combustibilului, deci randamentul indicat scăzut, formarea de funingine în gazele de evacuare, sporirea depunerilor de calamină și arderea paletelor de turbină din cauza temperaturii ridicate a gazelor de evacuare.

În fine, aparatura de protecție protejează motorul în cazul supraîncărcării, în cazul defectării sau ieșirii din funcțiune a unui cilindru, la apariția unei suprapresiuni în carter, în cazul ambalării motorului, la creșterea pierderilor prin frecare din cauza ungerii insuficiente sau apariției unui gripaj etc.

Instalația automată de protecție nu poate însă acționa la apariția tuturor defecțiunilor care intervin în timpul funcționării motorului. Mai rămîn încă numeroase defecțiuni care, dacă nu sînt semnalate la timp, pot avea consecințe dăunătoare. De aceea, în prezent se caută mijloace noi care să furnizeze la timp informațiile necesare cu privire la starea motorului.

În ultimii ani se dezvoltă cu succes cercetarea stării motorului prin controlul calității uleiului aflat în sistemul de ungere. Conținutul de impurități din ulei oglindește aproape întotdeauna satisfăcător gradul de uzură a diferitelor organe ale motorului. Astfel, la intensificarea uzurii cămășilor de cilindri și a segmenților conținutul de fier din ulei va înregistra o creștere semnificativă. Dacă unele suprafețe de lucru sînt cromate, creșterea conținutului de crom în ulei reflectă destul de fidel mărirea gradului de uzură a acelor suprafețe. Pătrunderea apei din sistemul de răcire în carter datorită imperfecțiunilor de etanșare poate fi semnalată de prezența în uleiu a calciului, natriului și magneziului, după cum filtrarea insuficientă a aerului este pusă în evidență de conținutul mărit de siliciu din uleiul de ungere. Informații cu privire la starea cuzineților și a aliajului de antifricțiune pot fi obținute prin analiza conținutului de cupru, plumb și cositor din uleiu.

În general, în măsura în care este posibil un control continuu al impurităților din ulei se poate semnala apariția unor uzuri anormale ale diferitelor organe ale motorului.

Încercările efectuate în ultimul timp arată că o metodă eficientă de control al conținutului de impurități din uleiul de ungere poate fi creată pe baza spectrului de radiație al substanței în stare de incandescență [10]. Se ia o probă de ulei din carterul motorului; din cenușa rămasă după arderea ei se confecționează un electrod care se aprinde cu ajutorul unui arc electric. Spectrul elementelor din electrod constituie o sursă de informații cu privire la conținutul de impurități din ulei. Pe baza acestei metode au putut fi remediate din timp numeroase defecțiuni.

Un rol important în mărirea duratei de serviciu îl are stabilirea regimului optim de funcționare a motorului la care uzurile sînt minime. Pe această linie trebuie menționate rezultatele interesante obținute cu ajutorul izotopilor radioactivi. Se pot cita astfel ca exemple încercările efectuate cu un motor pentru stabilirea temperaturii apei de răcire la care se realizează uzura minimă a primilor segmenți precum și încercările efectuate pentru stabilirea duratei optime de serviciu al unui ulei astfel încît uzura segmenților să fie de asemenea minimă.

Relația (2) pune în evidență și alte surse de reducere a prețului unității de energie produsă de motor.

Astfel, apare necesitatea adoptării unor măsuri tehnico-organizatorice care să permită o exploatare rațională a locomotivei în sensul utilizării permanente a întregii capacități de tracțiune (utilizarea completă a motorului, la puterea lui nominală); de asemenea este necesar să se mărească la maximum durata anuală de funcționare τ_{an}. Ca o măsură interesantă, adoptată pentru realizarea ultimului deziderat, se menționează următoarea: la intrarea locomotivei în reparație, organele sau subansamblurile defectate se înlocuiesc cu altele noi sau gata reparate. În acest fel durata de staționare a locomotivei se reduce la minimum, iar reparația diferitelor agregate se efectuează în ateliere specializate devenind sigură și ieftină.

În ceea ce privește reducerea cheltuielilor de personal se menționează realizarea unui circuit de comandă astfel încît să se asigure conducerea mai multor locomotive cuplate de la o singură cabină, ceea ce evident micșorează nevoia de personal.

* * *

Motorul Diesel modern pentru locomotivă este o mașină robustă cu toată complexitatea sa și cu toate solicitările mari pe care le suportă; dacă este exploatat cu îngrijire, el poate realiza performanțe de durabilitate nebănuite. Următoarele două exemple ilustrează rezervele pe care le au locomotivele Diesel în acest sens: trei locomotive Diesel pentru trenuri de marfă de cîte 5 400 CP fiecare au asigurat fără nici o defecțiune, timp de doi ani, serviciul zilnic regulat; o locomotivă rapidă pentru trenuri de pasageri a lucrat timp de cinci ani și trei luni fără să prezinte vre-o defecțiune, realizînd 1 600 000 km parcurși (1 600 km/zi).

Bibliografie

[1] *Glagolev N. A.* Stadiul actual al construcţiei de motoare şi perspective de dezvoltare.

[2] *Glagolev N. A.* Despre tipul de motor necesar locomotivelor Diesel pentru magistrale. Trudă kafedră D.V.S. 102, 1957, H.P.I.

[3] *Nejepse, R.* Durata economică de exploatare a locomotivelor Diesel. În: Zeleznicni Tehnicka, 9, 1957.

[4] *Poida A. A.* Perfecţionarea motoarelor Diesel de locomotivă. În: Jeleznodarjnîi transport, 10, 1959.

[5] *Grünwald B.* şi *Dudaş T.* Contribuţie la studiul economicităţii motoarelor supraalimentate. Comunicare prezentată la a VII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice din I.P.B., aprilie 1962.

[6] *Băncilă A. Bitang A., Miskovits St.* şi *Nowy A.* Soluţii constructive de remarcat şi probleme tehnologice noi la motorul Diesel 12 LDA 28, fabricat la C.M.R.

[7] *Büttner S.* Preîncălzirea motorului la locomotivele. Diesel. În: Deutsche Eisenbahntechnik, 10, 1958.

[8] *Nan I.* Aspecte noi la instalaţiile de răcire pentru tracţiunea Diesel feroviară. În: Metalurgia şi Construcţia de Maşini, 2, 1962.

[9] *** Filtre şi filtrarea aerului. În: Diesel Railway Traction 325, 1959.

[10] *Korcev V. V.* Determinarea uzurii motoarelor Diesel de locomotive cu ajutorul analizei spectrale a uleiului. În: Elektriceskaia i teplavoznaia tiaga, 1, 1958.

[11] *** Controlul motorului prin analiza uleiului. În: Diesel Railway Traction, 314, 1958.

[12] *Tourneur M.* Folosirea motoarelor Diesel la tracţiunea pe calea ferată. În: L'industrie des Voies Ferrées et des transports automobiles, 525, 1957.

CZ 621.838.5

Cuplaje pneumatice cu burduf

Ing. VIOREL CRISTEA
Laureat al Premiului de Stat

Deşi utilizate pe scară largă în utilajul petrolier construit în ţara noastră, cuplajele pneumatice cu burduf nu s-au impus încă la noi şi în alte domenii ale construcţiilor de maşini, cu toate numeroasele avantaje pe care le prezintă. Deoarece extinderea domeniului de utilizare a acestor cuplaje cu fricţiune, cu acţionare pneumatică directă, la maşini de ridicat, construcţii navale, maşini de transport, acţionări ale diverselor tipuri de pompe şi transmisii de la utilajele pentru industria materialelor de construcţii, a hîrtiei şi a produselor alimentare, poate avea efecte tehnico-economice foarte avantajoase, în acest articol se vor prezenta toate datele necesare cunoaşterii, utilizării şi exploatării lor.

Cuplajul pneumatic cu burduf, în construcţia lui cea mai uzuală, singura utilizată pînă în prezent în ţara noastră (fig. 1), se compune dintr-un balon din cauciuc cu inserţii de cord denumit burduf *1*, în general vulcanizat pe un inel profilat metalic *2*, prevăzut la partea interioară cu saboţi metalici *3* căptuşiţi prin lipire cu material de fricţiune (ferodo sau azbobachelită *4*.

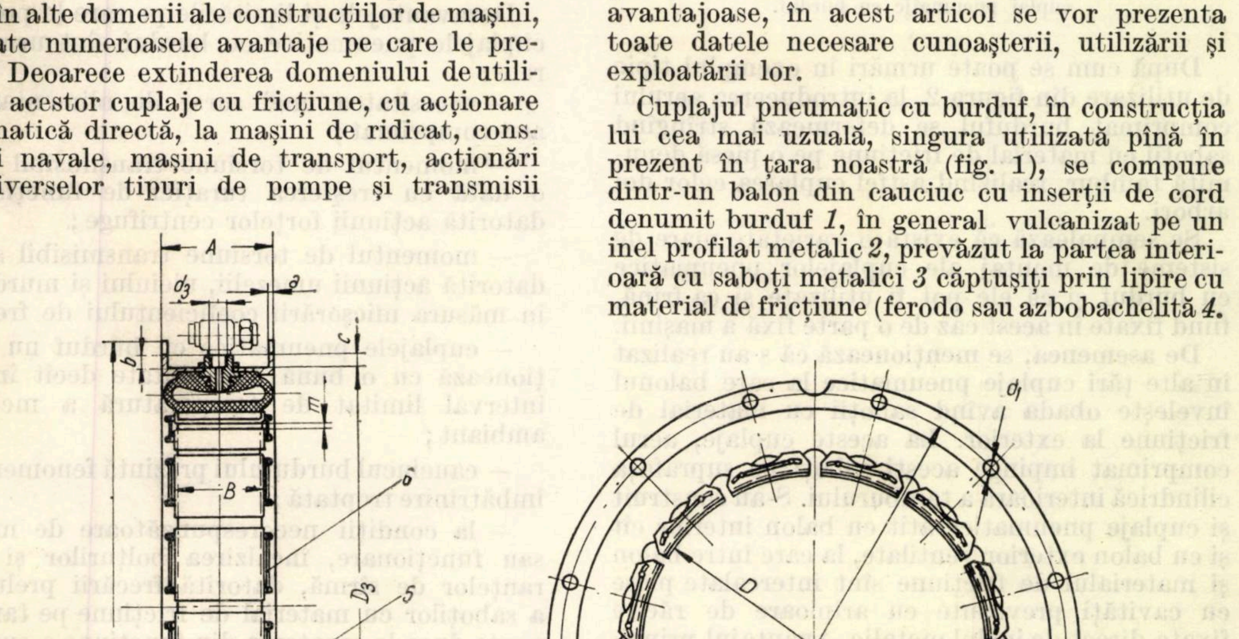


Fig. 1. Cuplaj pneumatic cu burduf.

Aceşti saboţi sînt fixaţi de balonul de cauciuc prin bolţurile *5* asigurate prin sîrmele *6*, iar între saboţi şi cauciuc se prevede cîte o foaie din azbest *7* pentru izolare termică.

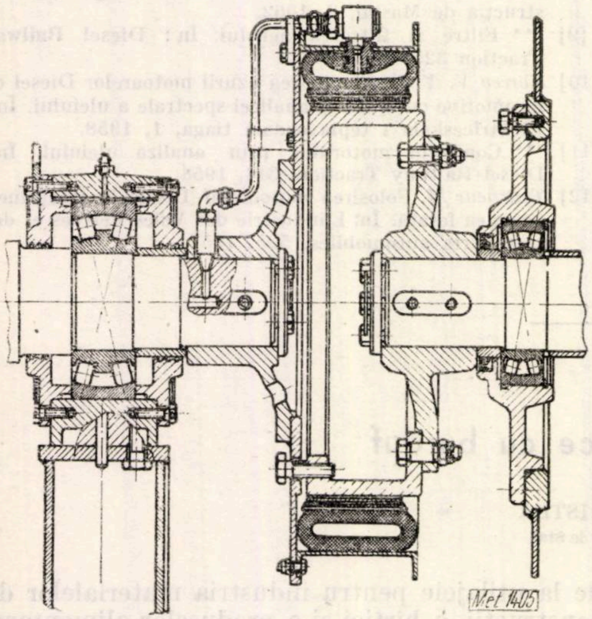


Fig. 2. Exemplu de legătură între doi arbori prin cuplaj pneumatic cu burduf.

După cum se poate urmări în exemplul tipic de utilizare din figura 2, la introducerea aerului comprimat burduful se deformează strîngînd saboţii cu material de fricţiune pe o piesă denumită tambur, realizînd astfel cuplarea celor doi arbori.

Se semnalează că există o varietate mare de sisteme de montaj ale cuplajelor pneumatice cu burduf şi că ele pot fi utilizate şi ca frînă, fiind fixate în acest caz de o parte fixă a maşinii.

De asemenea, se menţionează că s-au realizat în alte ţări cuplaje pneumatice la care balonul înveleşte obada avînd saboţii cu material de fricţiune la exterior. La aceste cuplaje, aerul comprimat împinge aceşti saboţi pe suprafaţa cilindrică interioară a tamburului. S-au construit şi cuplaje pneumatice atît cu balon interior cît şi cu balon exterior ventilate, la care între balon şi materialul de fricţiune sînt intercalate piese cu cavităţi prevăzute cu aripioare de răcire fixate direct de inelul metalic. Avantajul principal al acestora constă într-o evacuare mult mai rapidă a căldurii produse prin frecare la cuplări repetate şi în faptul că balonul de cauciuc este amovibil şi nu transmite nici un moment de torsiune.

Avantajele pe care le prezintă cuplajele pneumatice cu burduf sînt, în esenţă, următoarele :

— comanda cuplării cuplajului se face de la distanţă, prin acţionare pneumatică directă ;

— cuplarea se poate face în timp ce una din părţi se află în mişcare oricît de lină, datorită introducerii treptate a aerului în cuplaj ;

— decuplarea se poate face din mers, cît se doreşte de lin, datorită evacuării treptate a aerului din cuplaj ;

— momentul limită de torsiune la care se produce alunecarea saboţilor de fricţiune pe tambur poate fi reglat prin modificarea presiunii aerului comprimat, cuplajul funcţionînd în acest caz ca limitator de moment ;

— momentul de torsiune transmis nu scade datorită uzurii ferodoului ;

— necesită condiţii de montaj destul de puţin pretenţioase ;

— sînt relativ puţin influenţate din punct de vedere funcţional de condiţiile mediului în care lucrează, ca de exemplu umezeală, praf etc. ;

— prezintă bune proprietăţi de amortizare a vibraţiilor şi a oscilaţiilor de torsiune ;

— nu produc zgomot ;

— au un preţ de cost relativ redus (la comparaţia cu alte tipuri de cuplaje trebuie considerat, pe lîngă costul cuplajului propriu-zis, şi costul butucilor de montaj pe arbore şi al tamburului) ;

— în caz de defectare a cuplajului se poate realiza o cuplare mecanică provizorie prin şuruburi.

Dezavantajele şi limitările pe care le prezintă cuplajele pneumatice cu burduf sînt următoarele :

— necesitatea unei surse de alimentare cu aer comprimat ;

— momentul de torsiune transmisibil scade o dată cu creşterea turaţiei de funcţionare, datorită acţiunii forţelor centrifuge ;

— momentul de torsiune transmisibil scade, datorită acţiunii umezelii, uleiului şi murdăriei, în măsura micşorării coeficientului de frecare ;

— cuplajele pneumatice cu burduf nu funcţionează cu o bună durabilitate decît într-un interval limitat de temperatură a mediului ambiant ;

— cauciucul burdufului prezintă fenomenul de îmbătrînire treptată ;

— la condiţii necorespunzătoare de montaj sau funcţionare, încălzirea bolţurilor şi siguranţelor de sîrmă, datorită frecării prelungite a saboţilor cu material de fricţiune pe tambur, poate duce la scoaterea din funcţiune a cuplajului, prin aprinderea cauciucului şi perforarea burdufului.

Caracteristicile tehnice şi dimensionale, precum şi alte date privind cuplajele pneumatice cu burduf care se fabrică curent în ţara noastră sînt indicate în tabela 1.

Momentul de torsiune transmis de cuplaj este dat de relaţia :

$$M_t = U \frac{D_0}{2},$$

Tabela 1

Caracteristicile tehnice ale cuplajelor pneumatice cu burduf fabricate în R.P.R.

Nr. crt	Denumirea	Tipul cuplajului				
		CB 300×100	CB 500×125	CB 600×125	CB 700×200	CB 1070×200
1	Diametrul nominal, mm	300	500	600	700	1 070
2	Lăţimea nominală a ferodoului, mm	100	125	125	200	200
3	Diametrul efectiv al suprafeţei de frecare a ferodoului în stare liberă, mm	302	507	608	706	1 076
4	Lăţimea efectivă a materialului de fricţiune B mm	98	123	125	198	198
5	Grosimea ferodoului m, mm	5	6	6	7,5	7,5
6	Numărul saboţilor de ferodou	12	12	14	18	26
7	Diametrul exterior al obadei D, mm	450	720	820	1 000	1 400
8	Diametrul de aşezare al şuruburilor D_2, mm	430	690	790	950	1 350
9	Lăţimea obadei A, mm	115	154	170	240	240
10	Grosimea flanşei obadei a, mm	5	6	6	15	15
11	Diametrul găurilor pentru şuruburi d, mm	13	17	17	27	27
12	Numărul găurilor pentru şuruburi	12	12	16	16	16
13	Diametrul exterior al mantalei obadei D_3, mm	400	658	758	900	1 292
14	Lăţimea balonului de cauciuc E, mm	115	152	160	246	246
15	Diametrul bolţului de fixare a sabotului d_2, mm	3,8	6	6	8	8
16	Volumul interior al balonului, dm³	1,3	5,5	6,5	17	20
17	Diametrul tamburului D_0, mm	300	497	600	700	1 070
18	Diametrul filetului piesei de racord d_3, mm	M20	M20	M20	M33	M33
19	Adîncimea filetului b, mm	17	17	17	20	20
20	Înălţimea piesei de racord c, mm	14	17	17	17	16
21	Diametrul interior al piesei de racord d_4, mm	12	12	12	25	25
22	Numărul pieselor de racord	1	1	1	2	2
23	Greutatea cuplajului propriu-zis, kgf	16,2	35	40	117	175
24	Momentul static limită, la care se produce alunecarea pentru presiunea aerului comprimat 7 kgf/cm², kgfm	314	1 100	1 600	3 460	8 100
25	Momentul static limită, la care se produce alunecarea pentru presiune aaerului comprimat de 10 kgf/cm², kgfm	450	1 570	2 290	4 950	11 580
26	Preţul informativ, lei	1 496	2 634	3 000	3 260	4 535

Cuplajele CB 700 × 200 şi CB 1070 × 200 au numai o singură flanşă la obadă

în care :

U este forţa periferică utilă, proporţională cu rezultanta presiunii exercitate de aerul comprimat, prin saboţi, pe tamburul cuplajului, mai puţin efectul forţelor centrifuge, şi D_0 —diametrul exterior al tamburului (tabela 1).

Forţa periferică utilă e dată de relaţia :

$$U = (P - F)\,\mu,$$

în care :

P este rezultanta presiunii exercitate de aerul comprimat, dată de relaţia : $P = \pi D_0 B p \alpha$; F — rezultanta forţelor centrifuge care, datorită elasticităţii balonului de cauciuc, are ca efect o desprindere a saboţilor de fricţiune de pe tambur, dată de relaţia : $F = \frac{mv^2}{r}$, respectiv

$$F = \frac{G}{gr}\left(\frac{2\ \pi\ r\ v}{60}\right)^2.$$

În aceste formule :

μ este coeficientul de frecare al materialului de fricţiune pe tambur ; p — presiunea aerului comprimat ; B — lăţimea efectivă a materialului de fricţiune (tabela 1) ; α — un coeficient de utilizare a suprafeţei de fricţiune datorită interstiţiilor dintre saboţi ; m — masa elementelor cuplajului care sînt centrifugate ; v — viteza periferică a suprafeţei exterioare a tamburului ; G — masa asupra căreia acţionează forţele centrifuge în sensul reducerii presiunii dintre sabot și tambur, datorită elasticității cauciucului; r — raza centrului de greutate al maselor precizate; n — turația cuplajului.

Momentul de torsiune transmis de cuplaj este dat deci în formula:

$$M_t = (\pi D_0 B p \alpha - 1{,}118.10^{-5} G r n^2) \frac{\mu D_0}{2} \cdot$$

Momentele limită de torsiune la care se produce alunecarea relativă a materialului de fricțiune pe tambur la cuplajele pneumatice cu burduf fabricate în R.P.R. în funcție de turația de funcționare, pentru presiunile aerului comprimat de 7 și 10 kgf/cm² sînt indicate de diagramele din figurile 3, 4, 5, 6 și 7.

Este interesant de remarcat că, dacă se neglijează efectul forțelor centrifuge — aproximație admisibilă la turații mici — rezultă:

$$M_t = \frac{\pi}{2} D_0^2 B p \alpha.$$

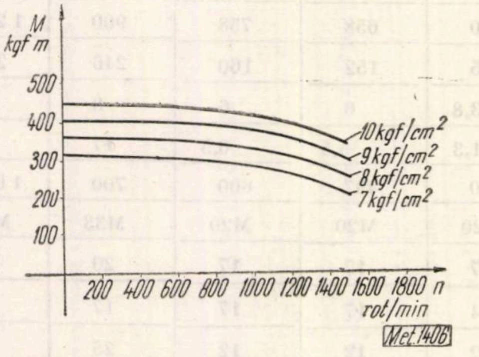


Fig. 3. Momentele limită de alunecare ale cuplajului pneumatic cu burduf CB 300 × 100.

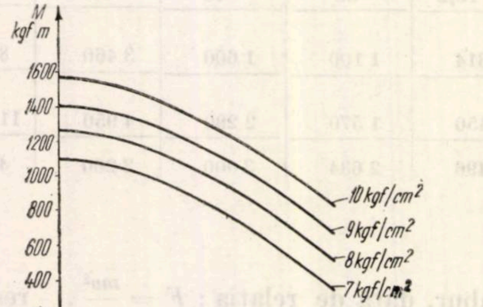


Fig. 4. Momentele limită de alunecare ale cuplajului pneumatic cu burduf CB 500 × 125.

Dacă se presupune că lățimea B, presiunea p și coeficientul de frecare μ sînt constante, pentru două cuplaje de diametre diferite caracterizate prin indicii 1 și 2 se va putea scrie:

$$\frac{Mt_1}{Mt_2} = \frac{D_{01}^2}{D_{02}^2}.$$

Aceasta înseamnă că în aceste condiții momentul de torsiune transmis de două cuplaje diferite variază direct proporțional cu diametrele tamburelor respective.

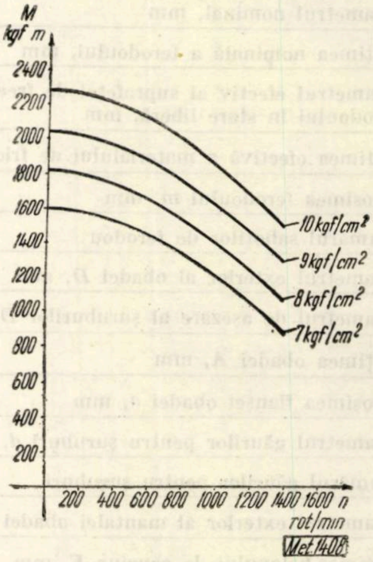


Fig. 5. Momentele limită de alunecare ale cuplajului pneumatic cu burduf CB 600 × 125.

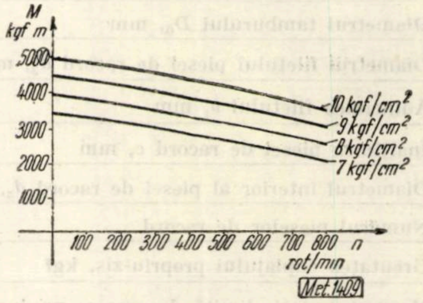


Fig. 6. Momentele limită de alunecare ale cuplajului pneumatic cu burduf CB 700 × 200.

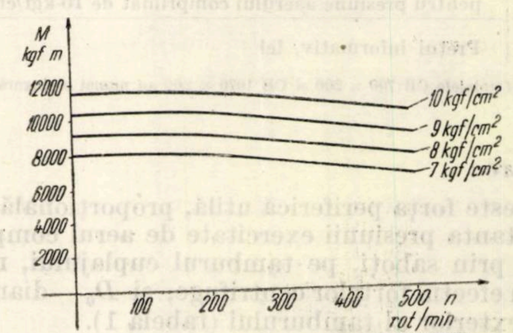


Fig. 7. Momentele limită de alunecare ale cuplajului pneumatic cu burduf CB 1070 × 200.

De asemenea, deoarece:

$$M_t = 2 \pi \frac{D_0^2}{4} B p \mu \alpha$$

sau

$$M_t = 2 V p \mu \alpha$$

rezultă că momentul de torsiune transmis de cuplajul pneumatic cu burduf este direct proporțional cu volumul cilindrului determinat de suprafața de fricțiune a tamburului cuplajului.

Aceste ultime considerații sînt foarte utile la compararea a două variante posibile cu cuplaje diferite.

Alegerea cuplajelor pneumatice cu burduf pentru anumite condiții de funcționare prescrise se face în funcție de momentele limită de torsiune la care se produce alunecarea cuplajului față de tambur în stare cuplată, indicate în diagramele din figurile 3, 4, 5, 6 și 7.

Alegerea se face în așa fel ca pentru presiunea aerului comprimat dorită și pentru oricare din turațiile de funcționare posibile, raportul dintre momentele limită de alunecare indicate în figurile 3, 4, 5, 6 și 7 și momentele de torsiune efectiv transmise, raport care poate fi asimilat cu un coeficient de siguranță, să aibă valori mai mari ca 1,7–2.

În cazul că se prevăd cuplări și decuplări repetate în sarcină ale cuplajului, este necesar să se țină seama de alegerea cuplajului, de fenomenele dinamice și termice aferente, rezultînd, bineînțeles, coeficienți de siguranță mai mari.

Practic, modul cum se face alegerea cuplajelor pneumatice cu burduf rezultă din exemplele de mai jos.

Exemplul 1

Se cere alegerea unui cuplaj pneumatic cu burduf capabil să asigure între un motor Diesel și o pompă centrifugă transmiterea unei puteri $N = 350$ CP a turației $n = 1\,250$ rot/min cu cuplări foarte rare în sarcină, care să funcționeze la presiunea aerului comprimat de 7 kgf/cm²

$$M_t = 201 \text{ kgf/m}.$$

Pentru condițiile date, cuplajul cel mai mic care asigură un coeficient de siguranță mai mare ca 1,7–2 este CB 500 × 125.

Pentru acest cuplaj se obține, cu ajutorul diagramei din figura 4:

$$C = \frac{M_{t0}}{M_t} = 3{,}06.$$

Exemplul 2

Se cere alegerea unui cuplaj pneumatic cu burduf capabil să transmită între un grup motor Diesel-convertizor hidraulic de cuplu și transmisia intermediară a unei instalații de foraj, la o presiune constantă a aerului comprimat de 10 kgf/cm², următoarele momente de torsiune, în funcție de turație

M_e	1 670	1 240	600	310	kgfm
n	0	200	600	1 000	rot/min

Din încercări rezultă că sînt posibile două soluții: una cu două cuplaje CB 500 × 125 și una cu cuplaj CB 600 × 125. Coeficienții de siguranță obținuți cu ajutorul diagramelor din figurile 4 și 5 sînt indicați în tabela 2.

Tabela 2

Soluția	n	0	200	600	1000
2 CB 500 × 125	M_{ta}	3 140	3 110	2 690	2 240
	C	1,88	2,5	4,5	7,24
CB 600 × 125	M_{ta}	2 290	2 262	2 140	1 870
	C	1,37	1,83	3,57	6,03

În condițiile de antrenare date, se poate admite pentru regimul limită al convertizorului ($n = 8$) scăderea coeficientului de siguranță pînă la valoarea 1,37.

Pentru compararea celor două soluții posibile se pot face considerațiile tehnico-economice din tabela 3.

Tabela 3

Soluția	2×CB 500×125	CB 600 × 125
Preț în lei	5 268	3 000
Gabarit de ansamblu, mm	720 × 635	820 × 500
Greutatea cuplajului propriu-zis, kgf	70	40
Greutatea ansamblului, kgf	235	205

Se alege varianta cu un cuplaj CB 600 × 125.

Pentru acționarea cuplajelor pneumatice cu burduf este necesar aer comprimat la presiuni cuprinse între 7 și 10 kgf/cm². Nu este admisă funcționarea acestor cuplaje la presiuni ale aerului comprimat mai mici sau mai mari decît aceste limite.

Aerul comprimat necesar cuplajelor pneumatice poate fi furnizat fie de la o rețea existentă, fie de la un sistem propriu. În acest din urmă caz instalația de preparare a aerului va cuprinde elementele prevăzute în schema din figura 8.

La stabilirea cantității de aer necesar unui ansamblu cuprinzînd mai multe cuplaje pneumatice de diferite tipuri se va ține seama de volumul acestora, de numărul de cuplări ce se vor efectua în unitatea de timp, de pierderile de aer pe conducte, de consumul de aer la supapele de comandă etc. Se va ține seama și de faptul că pierderile de aer cresc pe măsura uzurii elementelor de comandă.

Introducerea aerului comprimat de acționare pentru cuplare se face pe la capătul arborelui opus cuplajului printr-un canal în arbore și o conductă de legătură la comanda de la distanță prin supapa de comandă. Decuplarea se face prin intermediul aceleiași supape de comandă care pune în comunicație interiorul balonului cu atmosfera.

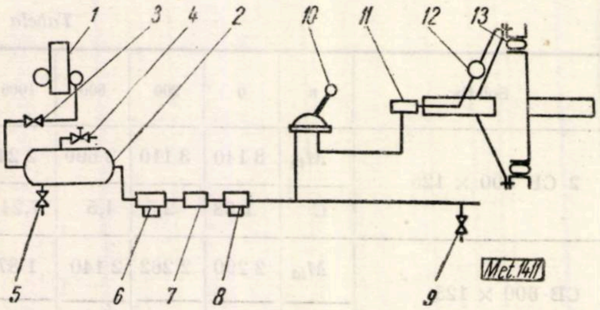


Fig. 8. Schema de alimentare cu aer comprimat a unui cuplaj pneumatic cu burduf:

1 – compresor; *2* – rezervor de aer; *3* – ventil de izolare; *4* – supapă de siguranță; *5* – supapă de scurgere; *6* – filtru de aer; *7* – separator de apă; *8* – antigel cu alcool; *9* – supapă de purjare; *10* – supapă de comandă; *11* – cap de intrare a aerului; *12* – ventil de golire rapidă; *13* – cuplaj pneumatic cu burduf.

Pentru accelerarea golirii aerului comprimat la decuplare, cuplajul este prevăzut cu un ventil de evacuare rapidă, care permite golirea aerului direct din cuplaj, fără ca acesta să străbată conducta pînă la supapa de comandă.

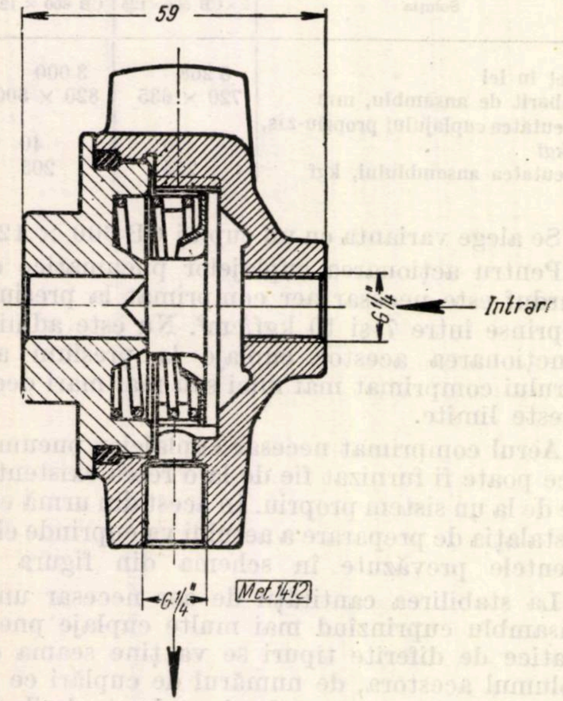


Fig. 9. Un tip de ventil de evacuare rapidă.

La capătul arborelui pe care este montat cuplajul se prevede un cap de intrare a aerului, care realizează legătura etanșă dintre conducta de alimentare fixă și arborele care se rotește. Ventilul de evacuare rapidă se montează fie pe conducta de legătură dintre cuplaj și canalul din arbore, fie înainte de capul de intrare a aerului, în care caz nu este supus acțiunii forțelor centrifuge.

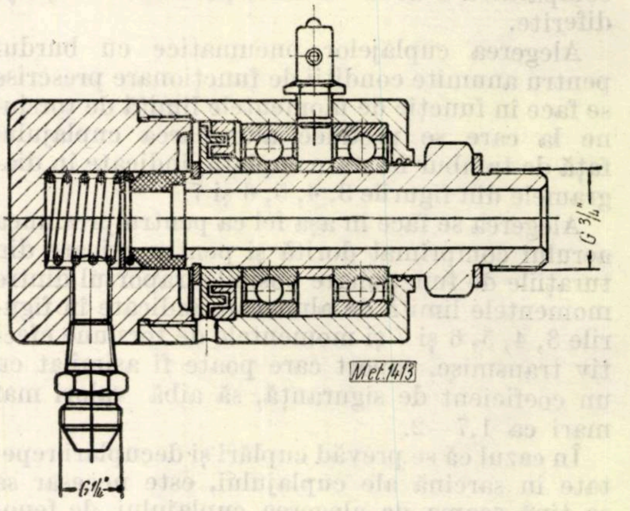


Fig. 10. Cap simplu de intrare a aerului.

Pentru cazul special al montării a două cuplaje pneumatice pe doi arbori în prelungire, se folosește un cap dublu de intrare a aerului, care permite comanda separată a acestor cuplaje.

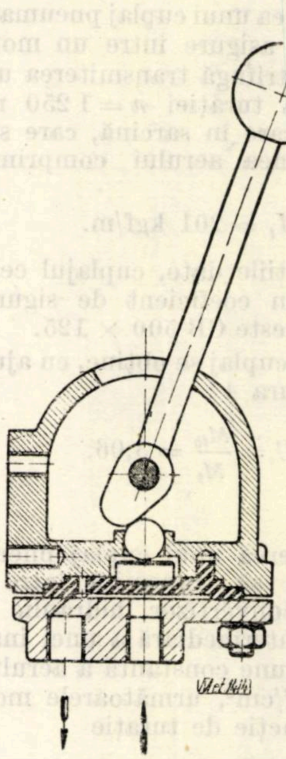


Fig. 11. Ventil simplu de comandă.

În figurile 9, 10 și 11 sînt reprezentate un tip de ventil de evacuare rapidă, un cap de intrare a aerului simplu și o supapă de comandă simplă.

Un ansamblu echipat cu cuplaj pneumatic cu burduf cuprinde, pe lîngă cuplaj, şi elementele de comandă şi piesele de fixare a cuplajului şi tamburului, aşa cum s-a indicat în exemplul de utilizare din figura 2.

Pentru a se asigura o bună funcţionare a cuplajelor pneumatice cu burduf, la montajul lor se vor respecta şi o serie de condiţii speciale în ceea ce priveşte jocul radial dintre saboţi şi tambur, centrarea cuplajului faţă de tambur şi echilibrarea statică.

Între suprafeţele de fricţiune ale saboţilor cuplajului şi tambur în orice poziţie relativă se va asigura pe întreaga circumferinţă jocul radial în limitele indicate în tabela 4.

Tabela 4

Cuplaju	Jocul radial, mm
CB 300 × 100	2,5–5
CB 500 × 125	3–6
CB 600 × 125	3–6
CB 700 × 200	3–7
CB 1070 × 200	3–8

Centrarea celor doi arbori între care se face legătura prin cuplajul pneumatic cu burduf trebuie să fie realizată cu precizia indicată în tabela 5 unde Δa şi Δb reprezintă bătăile radiale şi axiale ale celor două părţi măsurate la raza R cu dispozitive simple ca în schema din figura 12.

Tabela 5

Cuplajul	Bătaia, mm		Raza R, mm
	Δa	Δb	
CB 300 × 100	0,8	0,8	260
CB 500 × 125	0,8	0,8	400
CB 600 × 125	0,8	0,8	400
CB 700 × 200	1,5	1,5	550
CB 1070 × 200	2	2	750

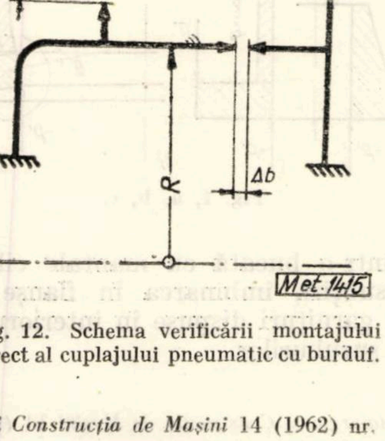


Fig. 12. Schema verificării montajului corect al cuplajului pneumatic cu burduf.

Ansamblul care cuprinde cuplajul pneumatic cu burduf trebuie echilibrat static prin adăugarea de contragreutăţi de echilibrare cu precizia indicată în tabela 6.

Tabela 6

Cuplajul	Precizia echilibrării, *gr*	Raza de aşezare a greutăţii, mm
CB 300 × 100	18	215
CB 500 × 125	25	345
CB 600 × 125	30	395
CB 700 × 200	100	475
CB 1070 × 200	100	675

Pentru a se asigura o exploatare şi o întreţinere corespunzătoare a cuplajelor pneumatice cu burduf, trebuie să se ţină seama de o serie de reguli a căror respectare garantează durabilitatea cuplajului.

Este foarte important să se obţină întotdeauna cuplarea sau decuplarea efectivă în cel mai scurt timp posibil, pentru ca perioadele de alunecare relativă a suprafeţelor de fricţiune să fie reduse la minimul necesar. Alunecarea repetată şi excesivă a acestor suprafeţe are ca urmare lustruirea acestora, reducerea capacităţii de transmitere a momentului de către cuplaj, producerea unei cantităţi mari de căldură care, neputînd fi degajată în exterior, provoacă degradarea balonului de cauciuc.

Alunecarea prelungită a suprafeţelor de fricţiune, una pe alta, poate fi cauzată de următorii factori :

— împiedicarea accesului aerului la cuplaje, datorită funcţionării necorespunzătoare a supapelor de comandă sau de evacuare rapidă, neetanşeităţii conductelor, obturării conductelor şi depunerilor de condensat (se poate controla în timp ce arborii sînt în repaus prin montarea unui manometru cu ajutorul căruia se va controla presiunea aerului la cuplaj cu şi fără ventil de evacuare rapidă) ;

— presiune insuficientă a aerului în conductele sistemului de comandă pneumatic ;

— debit insuficient al compresorului de aer ;

— manevre greşite sau suprapuneri de comenzi în cazul unui ansamblu cu mai multe cuplaje ;

— suprafeţele de fricţiune sînt murdare, datorită „prafului de frecare” sau pătrunderii uleiului, apei sau murdăriei. „Praful de frecare” ce se formează din materialul de fricţiune va fi suflat periodic cu aer comprimat, iar suprafeţele materialului de fricţiune se vor spăla cu tetraclorură de carbon sau cu un alt solvent. Îmbibarea completă cu ulei a materialului de fricţiune necesită înlocuirea saboţilor. Se va avea grijă ca în cazul cînd utilajul din care face parte cuplajul pneumatic cu burduf se spală cu furtunul, cuplajul să nu se stropească cu apă ;

— dacă condițiile de lucru ale utilajului o permit, se va face întotdeauna cuplarea la cea mai mică turație posibilă.

Se consideră că indicațiile date în această lucrare prezintă în măsură suficientă caracteristicile tehnice ale cuplajelor pneumatice cu burduf, scot în evidență avantajele și dezavantajele acestora, dau indicațiile necesare alegerii lor, dau o idee clară asupra elementelor sistemului de comandă și arată condițiile cerute pentru un montaj corect, o exploatare și o întreținere corespunzătoare.

Bibliografie

[1] *** Uralmaşzavod Construirovanie maşini i oborudovania. Moscova — Sverdlovsk, Maşghiz, 1952.

[2] *Ivanov E. A.* Mufti privodov Moscova, Maşghiz, 1959.

[3] *Carpetian G. V.* şi *Zborikin C. V.* Burovie ustanovki glubokovo burenia. Moscova, Maşghiz, 1960.

CZ 621.643.412.001.24

Calculul îmbinărilor în flanșe supuse acțiunii momentelor încovoietoare

Ing. ALEXANDRU PAVEL

Aspirant la Institutul de petrol din Moscova

Toate teoriile moderne de calcul al îmbinărilor în flanșe se bazează, pe de o parte, pe teoria plăcilor circulare (cum sînt admise inelele de flanșe), iar pe de altă parte, pe teoria membranelor cu pereți subțiri și, în principiu, diferă între ele numai prin ipotezele și pozițiile inițiale.

Dacă se consideră îmbinarea în flanșe ca asamblare a unei plăci inelare cu un cilindru, problema care trebuie rezolvată constă în determinarea forțelor și momentelor care acționează în secțiunea de îmbinare, adică este analogă cu teoria de contur a recipienților cu pereți subțiri. În aceste cazuri, unii autori rezolvă problema considerînd numai deformația secțiunii inelului (fig. 1, a și 1, b), iar alții ca de exemplu Timoșenko [10], considerînd numai rotația secțiunilor în jurul centrului lor, presupun secțiunea nedeformabilă (fig. 1, c).

În ce privește încărcările, unii autori consideră forța dispusă pe diametrul exterior al flanșei (fig. 1, a și 1, c), iar alții pe circumferința șuruburilor (fig. 1, b). De aceea se impune o atenție deosebită la alegerea schemei de calcul al asamblării inelului cu cilindrul, schemă care la diferiți autori este diferită, și de alegerea căreia depinde în cea mai mare parte rezolvarea problemei enunțate.

Din cercetările efectuate în ultimii ani la Institutul Bauman din Moscova și la uzinele Uralhimmaș și Uralghidromaș a rezultat că schema și metoda de calcul propusă de Timoșenko conduce la rezultate foarte apropiate de realitate pentru recipienții cilindrici de diametru mic [8], însă nu sînt utilizabile pentru celelalte cazuri, deoarece Timoșenko, făcînd ipoteza că flanșa are o *considerabilă* rigiditate în planul normal pe axa tubului, nu a ținut seamă de deplasarea radială a inelului sub acțiunea forței transversale de margine și a momentului încovoietor; neglijarea acestei deplasări duce la erori considerabile în cazul recipienților cilindrici de diametru mare.

Toate cele arătate se referă la îmbinarea unei flanșe cu o manta cilindrică. Calculului îmbinării unei flanșe cu un capac sferic i s-a acordat însă o foarte mică atenție. Se impune deci elaborarea unei metode de calcul al îmbinărilor în flanșe care să țină seamă de deplasarea radială a inelului și care să se extindă și asupra îmbinării unei flanșe cu un capac sferic.

Metoda de calcul ce va fi prezentată în acest articol se referă la cazul racordării flanșelor plate dintr-o bucată cu mantale cilindrice și sferice subțiri, îmbinarea în flanșe fiind de tipul cu garnituri dispuse în interiorul circumferinței șuruburilor.

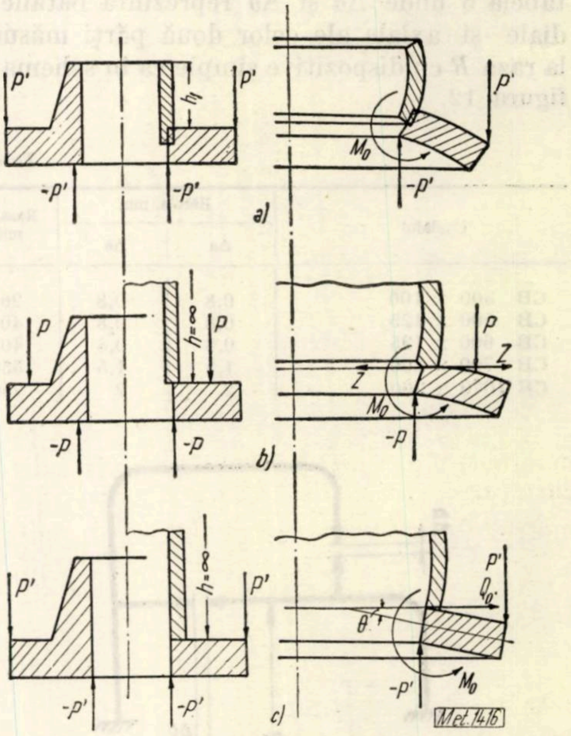


Fig. 1, a, b, c.

Rezolvarea va fi dusă pînă la formule de calcul cît mai simple, care să facă posibilă utilizarea metodei în calculul practic. Se vor considera două cazuri de încărcare a îmbinării în flanșe: cu moment încovoietor și cu presiune interioară uniform distribuită.

În calculele practice se admite, de obicei, că sarcina șuruburilor P_f este uniform distribuită pe circumferința șuruburilor de diametru D_{cs} (fig. 2). Această sarcină este echilibrată de următoarele trei forțe:

— Forța axială care acționează în îmbinare, datorită presiunii mediului de lucru, uniform distribuită pe circumferința medie a secțiunii transversale a mantalei, egală cu:

$$P_p = \pi \cdot \frac{d_f^2}{4} p, \text{ kgf} \qquad (1)$$

în care p este presiunea mediului de lucru, kgf/cm² și d_f diametrul interior al flanșei, cm.

— Forța de strîngere minimă pe garnitură, necesară pentru realizarea și păstrarea etanșeității în condiții de lucru, distribuită pe circumferința medie a garniturii; se calculează cu formula:

$$P_e = \pi \cdot D_{mg} \cdot b_0 \cdot m \cdot p, \text{ kgf}, \qquad (2)$$

în care:

$D_{mg} = \frac{D_{eg} + D_{ig}}{2}$ este diametrul mediu al garniturii, cm;
b_0 — lățimea efectivă a garniturii, cm (tabela 1), [9];
p — presiunea specifică pe suprafața de contact a garniturii la funcționarea în regim staționar, kgf/cm²;
m — un coeficient care depinde de tipul garniturii și de tipul îmbinării în flanșe (tabela 5, [9]).

— Forța care acționează pe inelul dintre marginea interioară a flanșei și raza medie a garniturii, distribuită pe circumferința de diametrul $D_1 = \frac{D_{mg} + d_f}{2}$; se calculează cu formula:

$$P'_p = \frac{\pi}{4} [D_{mg}^2 - d_f^2] \, p \text{ kgf}. \qquad (3)$$

Se înlocuiește sistemul de forțe, care acționează asupra flanșei, alcătuit din sarcina șuruburilor P_f și forțele P_p, P_e și P'_p, cu o sarcină redusă a șuruburilor P_{redus}, a cărei acțiune pe flanșă este echivalentă cu acțiunea tuturor acestor forțe, deci deformația flanșei nu se schimbă. Mărimea acestei sarcini reduse rezultă din condiția identității momentului său cu momentul rezultant al tuturor forțelor care acționează pe flanșă [8]:

$$P_{redus} = \frac{P_p(D_{cs} - D_2) + P_e(D_{cs} - D_{mg}) + P'_p(D_{cs} - D_1)}{D_{cf} - d_f}, \qquad (4)$$

în care D_{cf} este diametrul de calcul al inelului flanșei, cm.

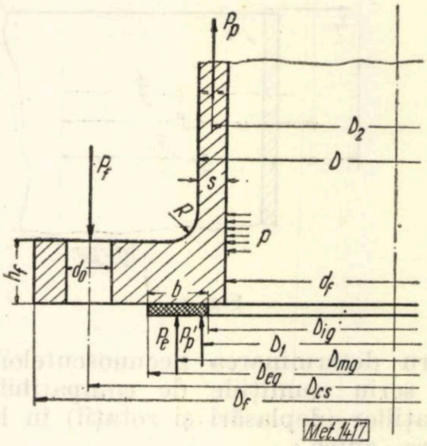


Fig. 2

Luînd în considerație scăderea rigidității inelului, datorită practicării găurilor pentru șuruburi, diametrul de calcul al inelului flanșei se determină cu următoarea formulă [2]:

$$D_{cf} = D_f \frac{4 D_{cs}^2 - z d_0^2}{4 D_{cs}^2 + z d_0^2}, \text{ cm}, \qquad (5)$$

în care:

D_f este diametrul exterior al inelului flanșei, cm; z — numărul găurilor pentru șuruburi; d_0 — diametrul găurilor pentru șuruburi, cm.

Admițînd schemele de calcul prezentate în figurile 3 și 6, momentul de încovoiere redus, uniform distribuit pe linia axială a inelului flanșei, se determină cu formula [8]:

$$M = \frac{\rho}{r} P'_{redus} \cdot b, \frac{\text{kgf} \cdot \text{cm}}{\text{cm}}, \qquad (6)$$

în care:

$\rho = \frac{D_{cf} + d_f}{4}$ este raza medie de calcul a inelului flanșei, cm;
$b = \frac{D_{ct} - d_f}{2}$ — lățimea inelului flanșei, cm;
$P'_{redus} = \frac{P_{redus}}{\pi d_f}$ — sarcina redusă a șuruburilor, uniform distribuită pe conturul interior al flanșei, kgf/cm;
$r = \frac{D_f + D}{4}$ — raza liniei axiale a inelului flanșei, cm.

Flanșe plate asamblate rigid la mantaua cilindrică. Schema fundamentală de calcul (sistemul de bază) pentru o astfel de asamblare este indicată în figura 3, în care M reprezintă momentul de încovoiere redus, calculat cu formula (6), iar necunoscutele sînt X_1 – forţa transversală (tăietoare) de contur şi X_2 – momentul încovoietor de contur (de margine).

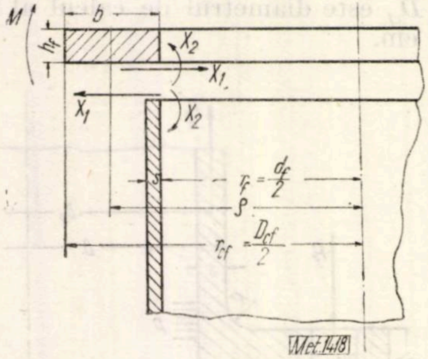


Fig. 3

Pentru determinarea necunoscutelor X_1 şi X_2 se scriu condiţiile de compatibilitate a deformaţiilor (deplasări şi rotaţii) în locul de îmbinare, adică:

$$\delta_{11} X_1 + \delta_{12} X_2 + \Delta_1 p = 0;$$

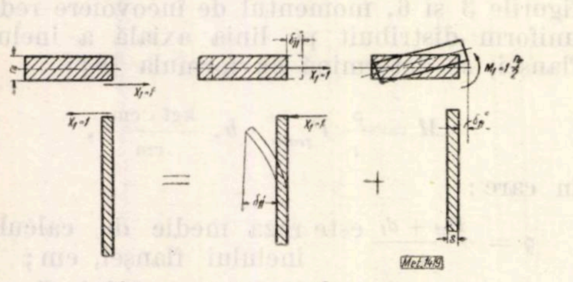
$$\delta_{21} X_1 + \delta_{22} X_2 + \Delta_2 p = 0,$$

de unde rezultă:

$$X_1 = \frac{\Delta_{2p}\,\delta_{12} - \Delta_{1p}\,\delta_{22}}{\delta_{11}\,\delta_{22} - \delta_{12}^2}; \quad (7)$$

$$X_2 = \frac{\Delta_{1p}\,\delta_{12} - \Delta_{2p}\,\delta_{11}}{\delta_{11}\,\delta_{22} - \delta_{12}^2}. \quad (8)$$

Pentru calculul deformaţiilor (deplasări şi rotaţii) se va folosi principiul independenţei acţiunii forţelor şi suprapunerii efectelor (fig. 4).



$X_1 = 1$
$X_1 = 1$
$X_1 = 1$
$X_1 = 1$
δ_{11}''
$X_1 \cdot 1 \cdot \rho$
δ_{11}'
δ_{11}'''
=
+
s
Met.1419
$\delta_{11}' = \frac{2kr_f^2}{Es}$ [3]
$\delta_{11}'' = \frac{3r_f\rho}{Ebh_f}$ [10]
$\delta_{11}''' = \frac{r_f\rho}{EF_f}$ [8]

Fig. 4

Deplasarea radială reciprocă δ_{11} a marginilor mantalei cilindrice şi inelului flanşei, sub acţiunea forţei unitare $X_1 = 1$ (fig. 4), se calculează cu formula:

$$\delta_{11} = \delta_{11}' + \delta_{11}'' + \delta_{11}''' = \frac{1}{E}\left[\frac{2\,k\,r_f^2}{s} + \frac{3\,r_f\,\rho}{b \cdot h_f} + \frac{r_f\,\rho}{F_f}\right], \quad (9)$$

în care:

F_f este suprafaţa secţiunii inelului, cm²;

E – modulul de elasticitate al materialului flanşei şi mantalei, kgf/cm²;

k – caracteristica geometrică, calculată cu formula:

$$k = \frac{\sqrt[4]{3\,(1 - \mu^2)}}{\sqrt{r_f \cdot s}}, \ \mathrm{cm}^{-1}; \quad (10)$$

μ – coeficientul deformaţiei transversale.

Pentru ca al doilea şi al treilea termen al formulei (9) să fie exprimaţi cu acelaşi grad de precizie se recomandă ca raza interioară a inelului flanşei r_f să fie înlocuită cu raza medie ρ.

Deplasarea radială reciprocă $\delta_{12} = \delta_{21}$ a marginilor mantalei cilindrice şi a inelului flanşei, sub acţiunea momentului unitar $X_2 = 1$ sau unghiul de rotaţie reciprocă a marginilor mantalei cilindrice şi inelului flanşei, datorită forţei unitare $X_1 = 1$, se determină cu formula:

$$\delta_{12} = \delta_{21} = -\frac{1}{E}\left(\frac{2k^2 r_f^2}{s} - \frac{6\,r_f\,\rho}{b \cdot h_f^2}\right). \quad (11)$$

Unghiul reciproc de rotaţie δ_{22} al marginilor mantalei şi flanşei sub acţiunea momentului unitar $X_2 = 1$ se determină cu formula:

$$\delta_{22} = \frac{1}{E}\left(\frac{4\,k^3\,r_f^2}{s} + \frac{12\,r_f\,\rho}{b \cdot g_f^2}\right). \quad (12)$$

Deplasarea relativă Δ_{1p} a marginilor mantalei şi inelului, datorită momentului M, se calculează cu formula [10]:

$$\Delta_{1p} = -\frac{6\,M\,r_f\,\rho}{E\,b\,h_f^2}, \quad (13)$$

iar unghiul rotaţiei relative Δ_{2p}, datorită momentului M, cu formula [10]:

$$\Delta_{2p} = -\frac{12\,Mr_f\,\rho}{E\,b\,h_f^3}. \quad (14)$$

Introducînd expresiile deformaţiilor (deplasări şi rotaţii) în formula (7), pentru $\mu = 0{,}3$ se obţine expresia forţei tăietoare de contur:

$$X_1 = \frac{2\,K_1 M}{h_f}, \ \mathrm{kgf/cm}, \quad (15)$$

în care:

$$K_1 = \frac{1 + n}{A}; \quad (15\ \mathrm{a})$$

$$A = 1{,}33 + 2n + 2n^2 + 0{,}55m \cdot n + 0{,}606\,\frac{n}{m}; \quad (15\,\mathrm{b})$$

$$n = \frac{0{,}78\sqrt{r_f\,s}}{h_f}; \ m = \frac{b \cdot h_f^2}{\rho s^2}. \quad (15\ \mathrm{c})$$

Întrucît în formula (15 a) intervin numai doi parametri : n şi m, ea poate fi reprezentată, pentru a uşura calculele de proiectare, sub forma unui grafic sau tabelă.

Din formula (8), după introducerea expresiilor deformaţiilor (deplasări şi rotaţii) şi efectuarea operaţiilor pentru $\mu = 0{,}3$, rezultă expresia momentului încovoietor de contur :

$$X_2 = n \cdot K_2 \cdot M, \frac{\text{kgf. cm}}{\text{cm}}, \tag{16}$$

în care :

$$K_2 = \frac{1 + 2n + \frac{1}{m}}{A}; \tag{16 a}$$

A, n, m — se calculează cu formulele (15 b) şi (15 c).

Dacă în formula (9) se va neglija termenul al treilea, expresia (15 b) capătă forma :

$$A_2 = 1 + 2n + 2n^2 + 0{,}55\, m.n$$

şi formula (16 a) devine :

$$K_2 = \frac{1 + 2n}{A_2}.$$

Pe baza formulei (16 a) s-a construit graficul reprezentat în figura 5 din care se determină coeficientul K_2 pentru valorile date lui n şi m.

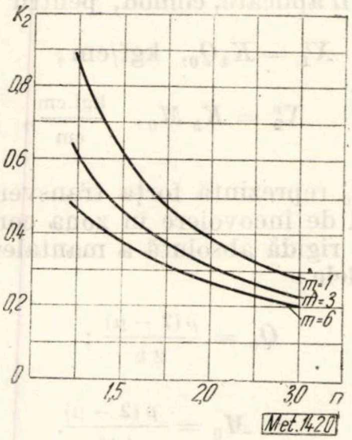


Fig. 5

Sub acţiunea încărcărilor X_1 şi X_2, flanşa efectuează o rotaţie. Dacă se notează cu θ_{x_2} unghiul de rotaţie, datorit momentului de încovoiere de contur X_2, calculat cu formula [3] :

$$\theta_{x_2} = \frac{2\,k^3\,r_f^2}{E\,s} \cdot X_2 = \frac{4\,k^2\,r_f^2}{E\,s\,h_f} \cdot K_2 M,$$

şi se notează cu θ_{x1} unghiul de rotaţie, datorit forţei de împingere X_1, calculat cu formula [3] :

$$\theta_{x_1} = \frac{2\,k^2\,r_f^2}{E\,s} \cdot X_1 = \frac{4\,k^2\,r_f^2}{E\,s\,h_f} K_1\,M,$$

unghiul de rotaţie al flanşei sub acţiunea încărcărilor X_1 şi X_2, deci a momentului M (la stîngerea asamblării cu sarcina din şuruburi), va fi :

$$\theta_M = \theta_{x_2} - \theta_{x_1} = Z\,K_3\,M, \tag{17}$$

în care :

$$Z = \frac{4\,k^2\,r_f^2}{E\,s\,h_f}; \tag{17 a}$$

$$K_3 = \frac{n + \frac{1}{m}}{A}. \tag{17 b}$$

În formula (17 b), coeficienţii n şi m sînt determinaţi din relaţia (15 c), iar coeficientul A, din relaţia (15 b).

Flanşe plate asamblate rigid la un capac sferic. Schema de calcul fundamentală (sistemul de bază) pentru o astfel de asamblare este indicată în figura 6. Pentru determinarea celor două necunoscute — X_1 şi X_2 — se vor folosi formulele (7) şi (8), în care se vor introduce deformaţiile (deplasări şi rotaţii) calculate cu formulele :

$$\delta_{11} = \frac{1}{E}\left(\frac{2\,k_1\,r_f \sin\varphi_0}{h_c} + \frac{3\,r_f\,\rho}{b\,h_f} + \frac{r_f\,\rho}{F_1}\right); \tag{18}$$

$$\delta_{12} = \delta_{21} = -\frac{1}{E}\left(\frac{2\,k_1^2 \sin\varphi_0}{h_c} - \frac{6\,r_f\,\rho}{b\,h_f^2}\right); \tag{19}$$

$$\delta_{22} = \frac{1}{E}\left(\frac{4\,k_1^3 \sin\varphi_0}{r_f \cdot h_c} + \frac{12\,r_f\,\rho}{b \cdot h_f^3}\right); \tag{20}$$

în care :

$$k_1 = \sqrt[4]{3\,(1 - \mu^2)} \cdot \sqrt{\frac{r_c}{h_c}}. \tag{21}$$

Rezultă că mărimile lor diferă de cele calculate cu formulele (9), (11) şi (12) numai prin valoarea primului termen din paranteză, care se referea la deplasarea mantalei cilindrice şi în acest caz se referă la deplasarea mantalei sferice.

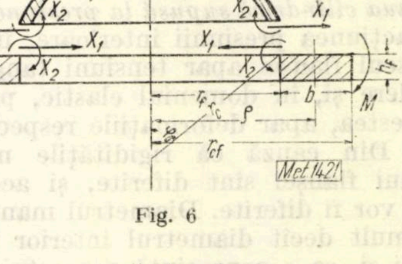


Fig. 6

Mărimile Δ_{1p} şi Δ_{2p} se determină cu formulele (13), respectiv (14). Introducînd expresiile

(13), (14), (18), (19) şi (20), în formulele (7) şi (8), se obţin formulele de calcul:

— pentru forţa tăietoare de contur:

$$X_1 = \frac{2M}{h_f} K_1', \text{kgf/cm}; \qquad (22)$$

— pentru momentul încovoietor de contur:

$$X_2 = n_1 \cdot K_2' \cdot M, \frac{\text{kgf.cm}}{\text{cm}}, \qquad (23)$$

în care:

$$K_1' = \frac{1 + n_1}{A_1}; \qquad (22\ \text{a})$$

$$K_2' = \frac{1 + 2\,n_1 + 0{,}6\,\dfrac{1}{m_1}}{A_1}; \qquad (23\ \text{a})$$

$$A_1 = 1{,}33 + 2\,n_1 + 2n_1^2 + 0{,}55\,n_1 m_1 + 0{,}606\,\frac{n_1}{m_1}; \qquad (22\ \text{b})$$

$$n_1 = \frac{r_f}{k_1 \cdot h_f}; \; m_1 = \frac{b\,h_f^2}{\rho\,h_c^2}, \qquad (22\ \text{c})$$

pentru $\mu = 0{,}3$.

Unghiul de rotaţie al flanşei, datorit strîngerii asamblării prin aplicarea sarcinii în şuruburi, va fi:

$$\theta_M' = K_3' Z_2 M, \qquad (24)$$

în care:

$$Z_2 = \frac{4\,k_1^2\,r_f}{E\,h_f\,h_c\,r_c}; \qquad (24\ \text{a})$$

$$K_3' = \frac{n_1 + 0{,}6\,\dfrac{1}{m_1}}{A_1} \qquad (24\ \text{b})$$

Se recomandă ca, pentru determinarea coeficienţilor K_1 şi X_3, respectiv K_1', K_2' şi K_3', să se întocmească grafice sau tabele care simplifică mult calculul de proiectare.

Calculul flanşelor plate îmbinate rigid cu mantaua cilindrică supusă la presiune interioară. Sub acţiunea presiunii interioare, în manta şi în discul flanşei apar tensiuni tangenţiale de întindere şi, în domeniul elastic, proporţional cu acestea, apar deformaţiile respective (alungiri). Din cauză că rigidităţile mantalei şi discului flanşei sînt diferite, şi aceste deformaţii vor fi diferite. Diametrul mantalei creşte mai mult decît diametrul interior al discului flanşei şi, ca o consecinţă a acestui fapt, apar tensiuni de încovoiere în manta, condiţionate de apariţia forţelor de contur $X_1 = X_1^p$ şi $X_2 = X_2^p$.

În figura 7 se indică schema fundamentală de calcul (sistemul de bază) pentru cazul unei astfel de îmbinări, cu toate dimensiunile şi caracteristicile geometrice. Necunoscutele X_1^p şi X_2^p vor fi determinate cu formulele (7) şi (8). Coeficienţii necunoscutelor vor fi aceiaşi ca în cazul precedent şi vor fi calculaţi cu formulele (9), (11) şi (12). Termenii liberi vor fi calculaţi cu următoarele formule [2], [7], [8]:

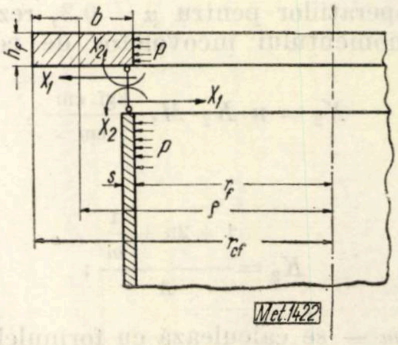


Fig. 7

$$\Delta_{1p} = -\frac{1}{E}\left[\frac{p\,r_f^2\,(2-\mu)}{2\,s} - \frac{p\,r_f\,\rho}{b}\right];$$

$$\Delta_{2p} = 0. \qquad (25)$$

Introducînd expresiile (9), (11), (12) şi (25) în ecuaţiile (7) şi (8) se obţin următoarele expresii ce pot fi aplicate, comod, pentru X_1^p şi X_2^p:

$$X_1^p = K_4 Q_0, \;\; \text{kgf/cm}; \qquad (26)$$

$$X_2^p = K_5 M_0, \;\; \frac{\text{kgf.cm}}{\text{cm}}, \qquad (27)$$

în care Q_0 reprezintă forţa transversală şi M_0 momentul de încovoiere în zona conturului de încastrare rigidă absolută a mantalei, calculate cu formulele:

$$Q_0 = \frac{p\,(2-\mu)}{2\,k}; \qquad (28)$$

$$M_0 = \frac{p\,(2-\mu)}{4\,k^2}. \qquad (29)$$

Coeficientul K se calculează cu formula (10).

Coeficienţii K_4 şi K_5 se determină cu formulele:

$$K_4 = \frac{n^2 + 0{,}55\,n\,m - 0{,}393\,\dfrac{1}{n} - \dfrac{1}{m}}{A}; \qquad (26\ \text{a})$$

$$K_5 = \frac{0{,}55\,n\,m + \dfrac{1}{n\,m} - n - 0{,}393\dfrac{1}{n}}{A}, \qquad (27\ \text{a})$$

în care A, m şi n se calculează cu formulele (15 b) şi (15 c).

Unghiul de rotație al îmbinării în flanșe, datorită presiunii interioare, va fi:

$$\theta_p = \theta_{X_1^p} - \theta_{X_2^p} = K_p Z_p \cdot p\,, \qquad (30)$$

în care:

$$K_p = \frac{n^2 + n - \frac{1}{m} - \frac{1}{mn}}{A}; \qquad (30\ a)$$

$$Z_p = \frac{(2-\mu)\, r_f^2\, k}{E\, s}; \qquad (30\ b)$$

A, *m* și *n* se calculează cu formulele (15 b) și (15 c).

Pe baza formulelor (26 a), (27 a), (30 a) și (30 b) se recomandă să se construiască grafice asemănătoare celui arătat în figura 5.

Desfășurarea calculului. Ordinea desfășurării calculului de determinare a tensiunilor în elementele unei îmbinări în flanșă (fig. 2) este următoarea:

a. Determinarea momentului de încovoiere redus:

— se determină forțele P_p, P_e și P_p' cu formulele (1) — (3), diametrul de calcul al flanșei D_{cf} cu relația (5), se calculează sarcina redusă a șuruburilor P_{redus} cu relația (4) și momentul de încovoiere redus *M* cu relația (6).

b. Calculul mărimilor și coeficienților ajutători: se calculează coeficientul *k* cu relația (10), *n* și *m* cu relația (15 c) și *A* cu relația (15 b), K_2 cu relația (16 a) sau din graficul reprezentat în figura 5, K_1 cu relația (15 a), K_4 cu relația (26 a) și K_5 cu relația (27 a).

c. Calculul încărcărilor și tensiunilor:

— se calculează încărcările X_1 cu relația (15), X_2 cu relația (16), X_1^p cu relația (26) și X_2^p cu relația (27); tensiunea longitudinală (axială) la baza mantalei cu următoarea formulă:

$$\sigma_{ax} = \pm \frac{6\,X_2}{1 \cdot s^2} \pm \frac{6X_2^p}{1 \cdot s^2} + \frac{p\, r_f}{2s}\,,\ \text{kgf/cm}^2; \qquad (31)$$

această tensiune trebuie să fie înmulțită cu un coeficient $\varepsilon = 0{,}72$ [3]; se calculează tensiunea tangențială maximă în talerul flanșei, dată de momentul încovoietor redus, cu formula:

$$\sigma_t = \frac{6\,K_t\, M\, \rho^2}{r_f h_f^2\, b},\ \ \text{kgf/cm}^2, \qquad (32)$$

în care: $K_t = 1 - (K_1 - K_2)$, la care se va adăuga tensiunea tangențială datorită presiunii interioare și încărcărilor X_1 și X_1^p, calculată cu formula:

$$\sigma_t' = \frac{p\, r_f}{b} - \frac{X_1\, r_f}{F_1} + \frac{X_1^p\, r_f}{F_1},\ \text{kgf/cm}^2, \qquad (33)$$

Pe baza cercetărilor teoretice și experimentale efectuate s-a ajuns la unele concluzii generale care permit să se dea indicații în legătură cu reducerea greutății îmbinării în flanșe.

Pentru presiuni de lucru mergînd pînă la 50 kgf/cm², încărcările de contur sînt determinate, în principal, de valoarea sarcinii de strîngere a șuruburilor, și nicidecum de mărimea presiunii interioare [2]. De aceea, principala atenție trebuie să fie dată reducerii forței de strîngere inițială (forța de preetanșare), care va permite reducerea principalului factor al încărcării de contur — momentul încovoietor. Reducerea forței de prestrîngere (preetanșare) poate fi realizată prin următoarele măsuri constructive tehnologice:

— reducerea lățimii discului flanșei;

— micșorarea rigidității flanșei, întrebuințînd garnituri executate din materiale mai elastice (de exemplu, în locul paronitului sau klingheritului să se folosească garnituri de gumă, plate sau, și mai bine, de gumă, rotunde, dispuse în canal trapezoidal);

— plasarea garniturii mai aproape de circumferința șuruburilor;

— întrebuințarea unor garnituri cu suprafață minimă, ceea ce conduce la mărirea presiunii specifice pe garnitură, pentru aceleași condiții;

— practicarea a 1—2 șănțulețe pe suprafețele de etanșare sau realizări de etanșări în canal și pană, ceea ce îmbunătățește cu 10—15 % condițiile de etanșare;

— admiterea unui coeficient de siguranță pentru șuruburi de 1,5—2,0, în raport cu limita de curgere, și renunțarea la coeficienții de siguranță pentru șuruburi avînd valorile 5—6, în raport cu limita de rezistență la rupere prin tracțiune [9].

Bibliografie

[1] *Vihman, I. L.* ș. a. Rasciot i konstruirovanie neftezavodskoi aparaturî. Moscova Gostehnizdat, 1953.
[2] *Voloșin, A. A.* Rasciot flanțevîh soiedinenii truboprovodov i sosudov. Leningrad, Sudpromghiz 1959.
[3] *Kantorovici, S. B.* Osnovî rasciota himiceskih mașin i aparatov. Mașghiz, 1960.
[4] *Teodorescu, St.* Construcția și calculul mecanic al aparaturii statice din instalațiile de prelucrare a țițeiului și petrochimie. București, Litografia Învățămîntului 1956.
[5] *Renert, M.* Calculul și construcția utilajului chimic, vol. I. București, Institutul politehnic, 1959.
[6] *Zaharov, A. A.* Rasciot flanțevîh soiedinenii truboprovodov i țilindriceskih sosudov. Ț K T I Kniga 33. Moscova, Mașghiz, 1958
[7] *Sismekov, V. K.* și *Kogan, L. A.* Himiceskoe mașinosroienie, 5, 1960, p. 26—29, Moscova, Mașghiz.
[8] *Sismekov V. K.* Rasciotî na proknosti, vol. 7. Moscova, Mașghiz, 1961 p. 175—190.
[9] *Pavel A.* O nouă metodă pentru calculul îmbinărilor în flanșe. În: Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 2, februarie 1961, p. 151—158.
[10] *Timoșenko, S. P.* Soprotivlenie materialov, vol. II, Moscova, Gostehnizdat, 1946.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

CZ 621.64.002.72

Tehnologia de montare şi sudare a rezervoarelor sferice cu diametru pînă la 20 m, de 500 şi 200 m^3 şi 7 at presiune de regim

Ing. I. T. ECHIM
Intreprinderea de montaje – Bucureşti din M.I.P.C.

Rezervoarele metalice sferice încep să cucerească un loc tot mai larg în tehnica construcţiilor rezervoarelor, datorită în primul rînd economicităţii lor faţă de rezervoarele cilindrice sau paralelipipedice.

La noi în ţară, în ultimii ani, s-au montat în cadrul industriei chimice şi petrochimice trei categorii de rezervoare sferice, care se deosebesc atît din punctul de vedere al originii tablelor cît şi al tehnologiei de execuţie.

Deosebirea fundamentală dintre tehnologia de montare şi sudare a rezervoarelor sferice cu un volum geometric de 500 şi 200 m^3, care fac parte din aşa numita serie cu trei zone şi diametru pînă la 20 m faţă de cele de 600 şi 1 000 m^3 capacitate, este că, la primele, asamblarea şi sudarea tolelor se efectuează în mare parte pe sol, şi parte, la poziţie. Pe sol se asamblează, centrează şi sudează cîte două, trei şi chiar patru tole, urmînd ca la poziţie să se monteze, centreze şi sudeze numai sectoare şi zone, ceea ce duce la reducerea simţitoare a lungimii cusăturilor sudate executate la poziţie, la scurtarea timpului de montare şi, în consecinţă, la ieftinirea preţului de cost. Fiecare zonă se sudează complet şi numai după aceea începe montarea zonei următoare, astfel că în momentul cînd se sudează ultima calotă, rezervorul este gata montat, centrat şi sudat, în timp ce tehnologia celorlalte categorii de rezervoare sferice prevede montarea tuturor tolelor la poziţie şi prinderea lor în pene şi distanţieri, şi numai după aceea începe centrarea şi sudarea, care se execută integral la poziţie.

Rezervoarele sferice din seria cu trei zone şi volum geometric de 500 şi 200 m^3 sînt fabricate pentru execuţie complet sudată. Tolele sînt fabricate prin stanţare în porţiuni de sferă, sfera fiind împărţită prin paralele în trei zone, fiecare zonă fiind împărţită la recipientul mare în 16 tole, iar la recipientul mic în 12 tole; la polul superior şi la cel inferior sfera se încheie cu cîte o calotă.

Rezervorul se sprijină pe opt, respectiv şase picioare confecţionate din ţeavă de oţel, sudate pe sferă prin intermediul unor eclise în punctul de tangenţă cu ecuatorul. Prinderea picioarelor pe fundaţie se face cu două buloane care fixează placa de bază, din tablă cu nervuri, a piciorului de fundaţia de beton. Picioarele se rigidizează între ele prin tendoane reglabile din oţel rotund.

Fiecare rezervor are cîte o gură de vizitare de 500 mm diametru la polul inferior şi la cel superior, un racord de alimentare şi unul pentru supapa de siguranţă, fixate pe calota superioară, şi unul de golire, fixat pe calota inferioară. De asemenea, fiecare rezervor este prevăzut cu cîte două manometre, dintre care unul înregistrator, precum şi cu o scară metalică fixă, care se termină pe calota superioară cu o platformă cu balustradă.

Tolele sînt stanţate din oţel St. 41.k T-Veest (Vereignigten Osterreichischen Eisen — und Stahlwerke A. C. Linz), cu următoarea compoziţie chimică: max. 0,20 % C, max. 0,04 % P şi max. 0,04 % S.

Caracteristicile mecanice ale acestui oţel sînt: rezistenţa la tracţiune 41—50 kgf/mm^2, alungirea 30—35 % şi rezilienţa 20—25 kgfm/cm^2.

Materialele de sprijin şi construcţiile metalice ajutătoare constau din: eclise pentru fixarea picioarelor pe sferă, confecţionate din MR. St. 37—2, conform DIN 17—100 picioare din ţeavă din oţel St. 35.29, conform DIN 2448, precum şi din scări şi tendoane confecţionate din oţel St. 37.

Conform prescripţiilor pentru construcţia şi recepţia rezervoarelor sferice ale firmei constructoare Pintsch Bamag Köln, la sudarea tolelor din acest material se folosesc exclusiv electrozi cu înveliş bazic, fabricaţi de firma Boeler Fox EV 47 tip Kb IX. S, conform DIN 1913, cu care se poate suda în orice poziţie; cusătura sudată are un aspect neted al suprafeţei, iar zgura se poate înlătura uşor.

Caracteristicile mecanice ale sudurii obţinute sînt: rezistenţa la tracţiune 43—48 kgf/mm^2, alungirea 30—35 % şi rezilienţa 20—25kgfm/cm^2.

Pentru sudare se foloseşte curent continuu cu electrodul legat la polul pozitiv.

Curentul de sudare este dat de un convertizor sau generator cu caracteristici adecvate pentru sudarea cu electrozi bazici. Se recomandă să se evite arcul prea lung, deoarece acesta reduce acțiunea de protecție a învelișului și poate conduce la formarea de pori în cusătura sudată.

Pentru obținerea unei rădăcini sănătoase a sudurii se va folosi procedeul arc-aer (arc electric format de un electrod de cărbune peste care suflă un curent de aer la 4—6 at).

Pentru polizarea după scobire se vor folosi pe cît posibil polizoare electrice. În cazul folosirii de polizoare acționate cu aer comprimat se vor lua măsuri eficiente pentru evitarea posibilității antrenării uleiului în șanțul cusăturii.

Caracteristicile rezervoarelor sînt :

	Rezervorul de :	
	500 m³	200 m³
— diametrul exterior, mm	9 880	7 272
— suprafața exterioară, m²	305	188
— greutatea totală fără accesorii (scări, armături etc.), t	36,60	16,60
— greutatea unei tole din zona ecuatorială, t	0,94	0,52
— lungimea totală a cusăturii sudate, m	280	167
— lungimea cusăturilor sudate executate pe sol, m	130	76
— lungimea cusăturilor executate la poziție :		
— pe cercuri paralele (orizontală), m	74	38
— pe meridiane (verticală și peste cap), m	76	53
— presiunea de regim, at	7	7
— presiunea de probă cu aer ($P + P/4$),	8,75	8,75
— factorul de calitate a sudurii	0,8	0,8
— grosimea tolei, mm	15	11
— numărul tolelor, bucăți :		
— zona inferioară	16	12
— zona ecuatorială	16	12
— zona superioară	16	12
— necesarul de electrozi, bucăți de 3,25 mm diametru	4 000 (177 kg)	2 500 (111 kg)
de 4 mm diametru	10 000 (632 kg)	5 000 (316 kg)
de 5 mm diametru	3 000 (300 kg)	1 500 (150 kg)

Organizarea locului de muncă are o mare importanță la executarea lucrărilor de acest gen, deoarece acestea se desfășoară pe o suprafață mare, se execută sub cerul liber, durează cîteva luni și utilizează dispozitive și utilaje grele.

Condițiile minime pe care trebuie să le îndeplinească un loc de muncă bine organizat sînt :

— să fie bine curățat, nivelat și prevăzut cu un strat de balast pentru împiedicarea formării noroiului în timpul execuției și al controlului defectoscopic cu radiații X sau γ etc ;

— să fie prevăzut cu instalații de lumină și forță, atît pentru iluminarea suficientă a locurilor de muncă, cît și pentru asigurarea cu energie electrică a grupurilor convertizoare de sudare ;

— să fie prevăzut cu sursă de aer comprimat la 6 at, necesar scobirii prin procedeul „arc-aer" ;

— să fie prevăzut cu o baracă sau să aibă acces la o încăpere dintr-o clădire învecinată, suficient de încăpătoare, pentru îmbrăcarea și desbrăcarea brigadierilor și adăpostirea sculelor de montare și sudare ;

— să se poată monta o linie ferată cerută de gabaritul macaralei-portal, în vederea ridicării și asamblării sectoarelor rezervorului (fig. 1).

Pentru această clasă de rezervoare sferice, tehnologia firmei furnizoare prevede următoarele utilaje și dispozitive de asamblare și montare pentru un rezervor :

— o macara-portal pe șine cu deschiderea de 25 m și înălțimea maximă a cîrligului 25 m, prevăzută cu două cărucioare de cîte 10 t (fig. 1);

— un stîlp de montaj și centraj (fig. 8 și 11) de 25 m înălțime, cu dispozitive de prindere a tendoanelor cu care se fixează și centrează sectoarele zonelor la locul de montare ;

— un inel confecționat din oțel cornier L 120 × 120 × 12, cu diametrul egal cu cel al calotei polare, așezat pe traverse de lemn tip C.F. (fig. 11, poz. *1*) la înălțimea cercului paralel

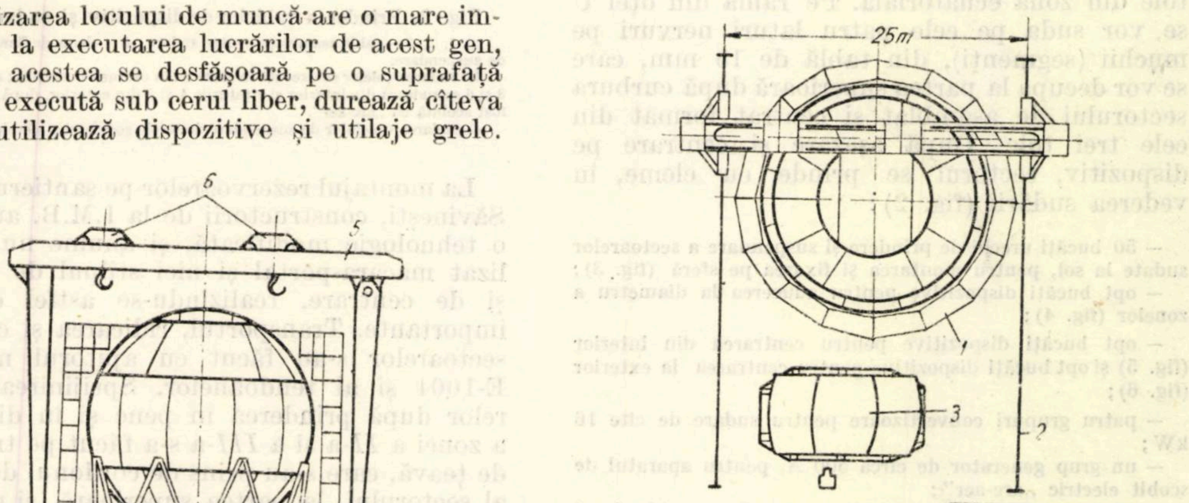


Fig. 1. Montarea rezervorului cu macara portal :
1 — schelă din țeavă de 2 "diametru ; *2* — șine tip C.F. pentru macaraua portal ; *3* — dispozitiv pentru sudarea pe sol a calotelor ; *4* — sursă de radiații X sau γ ; *5* — macara portal ; *6* — cărucior de 10 t.

(cusătura sudată care uneşte calota inferioară cu zona *I* (fig. 7 şi 11, poz. *2*);

— un inel confecţionat din oţel cornier L 120 × 120 × 12 cu diametrul mai mic cu 100 mm decît cel al cusăturii sudate a cercului paralel *I*, care uneşte zona *I* cu zona a *II*-a (fig. 7 şi 11, poz. *3*);

— nouă stîlpi de susţinere a inelului cu diametrul mare, din oţel profilat, calculaţi pentru a susţine greutatea zonei *I* şi a *II*-a;

— circa 700 m² schelă din ţeavă de 2″ diametru, interioară şi exterioară, pe care se aşază traverse de 5–6 cm grosime, în cantitate de circa 10 m³, formînd platforme la niveluri la care se pot suda la poziţie cercurile paralele şi meridianele zonelor şi curăţa straturile de sudură cu ciocanul, peria de sîrmă şi polizorul.

Montarea schelăriei se va face în tronsoane, pe măsura montării zonelor, în ordinea următoare: tronsonul din interiorul zonei *I* — tronsonul exterior după ridicarea zonei *I* — tronsonul din interiorul zonei a *II*-a — tronsonul exterior după ridicarea zonei a *II*-a — tronsonul din interiorul zonei a *III*-a după montarea zonei a *III*-a, după care se montează tronsonul exterior al schelei la nivelul zonei a *III*-a (fig. 11);

— două dispozitive confecţionate din oţel profilat U 200 şi tablă de 15 mm grosime, unul pentru asamblarea, centrarea şi sudarea pe sol a sectoarelor care se vor forma din cîte trei segmenţi (tole) din zonele inferioară şi superioară, în greutate de circa 1 800 kg (fig. 2), şi celălalt pentru centrarea şi sudarea a cîte doi şi trei segmenţi din zona ecuatorială, în greutate de circa 1 800 kg (fig. 2). Ambele dispozitive se vor executa în dimensiunile necesare, primul pentru a putea prinde pentru asamblare cîte trei tole din zona *I* şi zona a *III*-a, şi al doilea cîte trei tole din zona ecuatorială. Pe rama din oţel U se vor suda pe cele patru laturi nervuri pe muchii (segmenţi), din tablă de 15 mm, care se vor decupa la partea superioară după curbura sectorului de asamblat şi centrat format din cele trei tole. După aşezare şi centrare pe dispozitiv, sectorul se prinde cu cleme, în vederea sudării (fig. 2):

— 50 bucăţi urechi de prindere şi suspendare a sectoarelor sudate la sol, pentru montarea şi fixarea pe sferă (fig. 3);

— opt bucăţi dispozitive pentru aducerea la diametru a zonelor (fig. 4);

— opt bucăţi dispozitive pentru centrarea din interior (fig. 5) şi opt bucăţi dispozitive pentru centrarea la exterior (fig. 6);

— patru grupuri convertizoare pentru sudare de cîte 16 kW;

— un grup generator de circa 500 A, pentru aparatul de scobit electric „arc-aer";

— un aparat de scobit electric „arc-aer" cu cablurile şi tuburile de cauciuc necesare pentru a putea fi pus imediat în lucru;

— un compresor de aer tip KD, 6 at;

— două polizoare electrice de 8 500 rot/min, pentru discuri cu liant de nylon;

— 16 cleme de prindere a sectoarelor pe dispozitive;

— 200 bucăţi pene de 40 × 20 × 200 mm şi 100 bucăţi distanţieri din tablă 120 × 80 × 3;

— un polizor electric cu piatră;

— două bucăţi lămpi portative de 24 V, pentru iluminat în interiorul sferei, cu transformatoarele respective;

— o sursă de radiaţii X sau γ;

— scule mărunte pentru cazangii şi sudori ca: ciocane, dălţi, răngi etc.

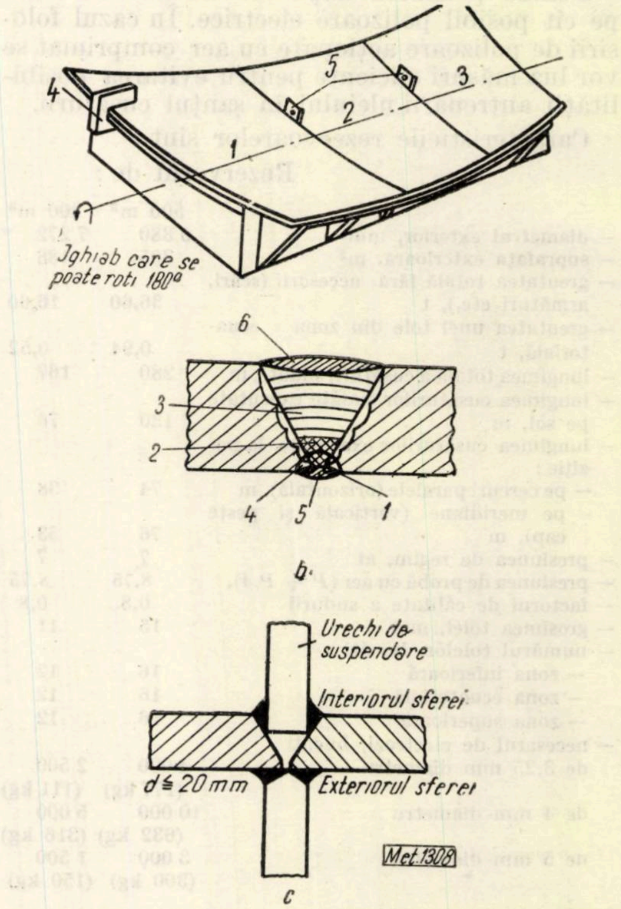


Fig. 2. Prinderea tablelor de dispozitiv şi sudarea pe sol:

a) *1, 2, 3* — table asamblate pentru sudare; *4* — cleme de fixare; *5* — urechi de suspendare.

b) Sudarea tolelor se execută în straturi în ordinea numerică; straturile 1, 2, 3 şi 6 se sudează din interior şi straturile 4 şi 5 din exterior, după ce rădăcina a fost scobită cu „arc-aer".

c) Sudarea urechilor de suspendare de tolele sectoarelor sferei.

La montajul rezervoarelor pe şantierul Rolan-Săvineşti, constructorii de la I.M.B. au aplicat o tehnologie modificată, şi anume nu s-a utilizat macara-portal şi nici stîlpul de montare şi de centrare, realizîndu-se astfel economii importante. Transportul, ridicarea şi centrarea sectoarelor s-au făcut cu ajutorul macaralei E-1004 şi al tendoanelor. Sprijinirea sectoarelor după prinderea în pene şi în distanţieri a zonei a *II*-a şi a *III*-a s-a făcut pe tronsoane de ţeavă, care s-au prins de cordonul de sudură al sectorului, la partea superioară, şi pe cercul de susţinere inferior, la sectoarele zonei a *II*-a a schelei interioare, pentru sectoarele zonei a *III*-a (fig. 7).

Este obligatoriu ca sudorii care vor executa sudarea rezervorului să fie exclusiv sudori specializaţi în sudarea rezervoarelor şi cazanelor, autorizaţi de organele ISCIR. În afară de prezentarea certificatului de sudor autorizat, fiecare sudor este supus următoarelor probe :

— un examen sumar asupra cunoştinţelor teoretice în domeniul metalurgic, tehnica sudării şi normele de tehnica securităţii muncii ;

— executarea pe manechin a cîte trei epruvete conform STAS 5540-57, pentru sudarea în poziţie normală, orizontală şi peste cap, poziţii identice cu cele care trebuie practicate la sudarea rezervorului sferic. Epruvetele se trimit la laborator, pentru încercări la tracţiune ;

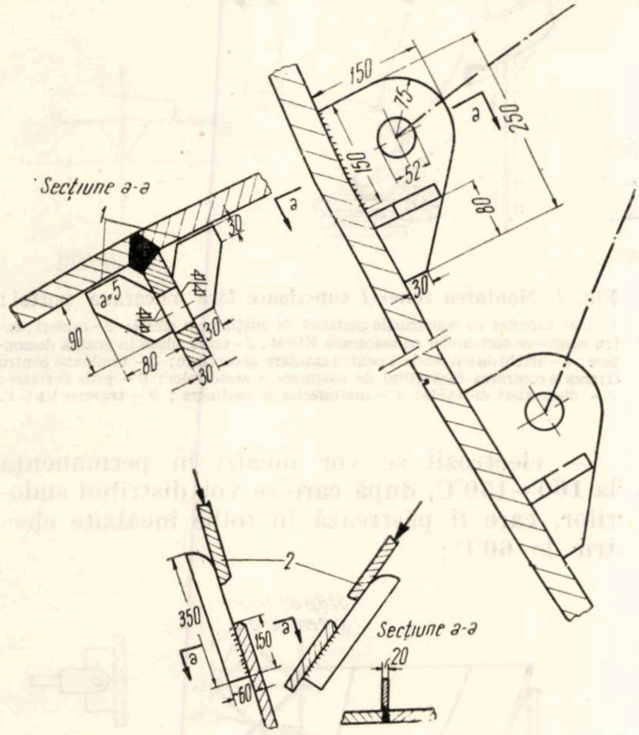

Secţiune a-a
150
75
a
250
150
52
80
30
a
a=5
414
90
80
30
60
350
150
2
a
60
Secţiune a-a
20

Fig. 3. Urechi de suspendare :

1 – aripioare de întărire a dispozitivului de montare ; *2* – virole sferice.

— executarea pe manechin a cîte o epruvetă pentru fiecare din aceste poziţii, care se supun probei de îndoire ;

— fiecare din cusăturile sudate din care se execută epruvetele va fi supusă în prealabil probei defectoscopice cu radiaţii X sau γ şi, numai în cazul cînd această probă dă rezultate satisfăcătoare, se va trece la executarea epruvetelor pentru probele mecanice arătate mai sus.

Dacă rezultatele probelor mecanice, comunicate de laborator – oficial – prin eliberarea certificatelor respective, sînt corespunzătoare, sudorul este admis să sudeze rezervoarele sferice.

Tehnologia de montaj şi sudare

După organizarea locului de muncă, se execută schela metalică formată din cele două cercuri, cei nouă stîlpi cu diagonalele respective

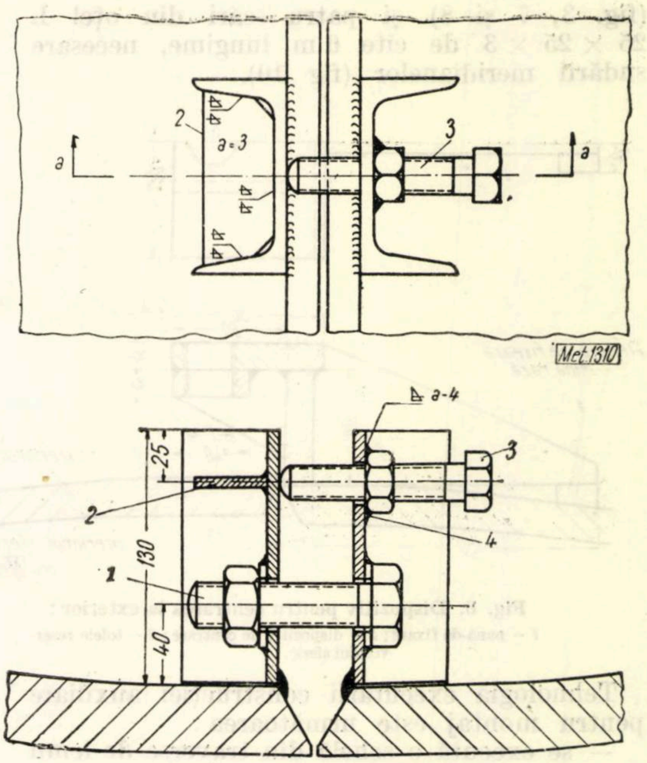

2
a=3
414
414
414
3
a
a
Met 1310
a-4
25
3
2
4
130
1
40

Fig. 4. –Dispozitiv de prindere pentru aducerea la diametru :

1 – şurub cu cap hexagonal M 24×80 ; *2* – aripioare de întărire confecţionate din tablă de 5 mm grosime ; *3* – şurub cu cap hexagonal M 20×90, *4* piuliţă hexagonală sudată.

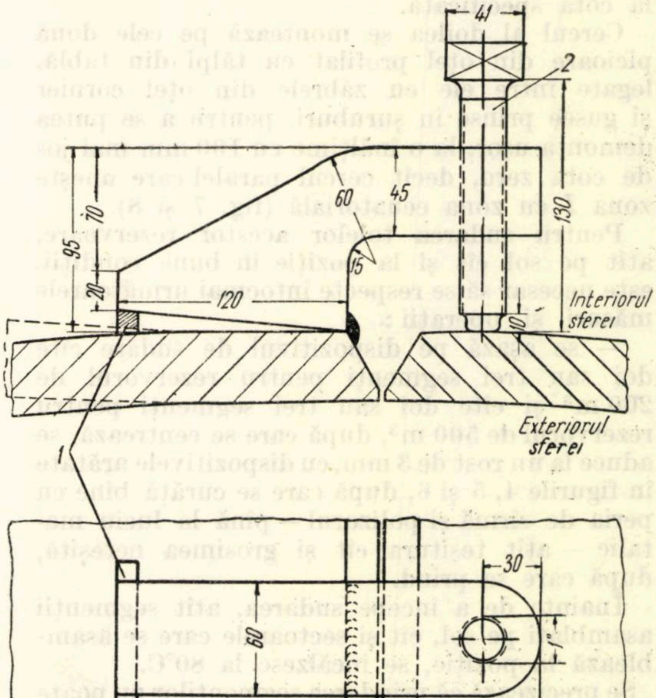

41
2
60
45
70
95
130
20
120
10
Interiorul sferei
Exteriorul sferei
1
30
60
220
Met 1311

Fig. 5. Dispozitiv pentru centrarea din interior :

1 – pană ; *2* – şurub de 1″×130.

(fig. 3, 7 și 8) și patru scări din oțel L 25 × 25 × 3 de cîte 6 m lungime, necesare sudării meridianelor (fig 10).

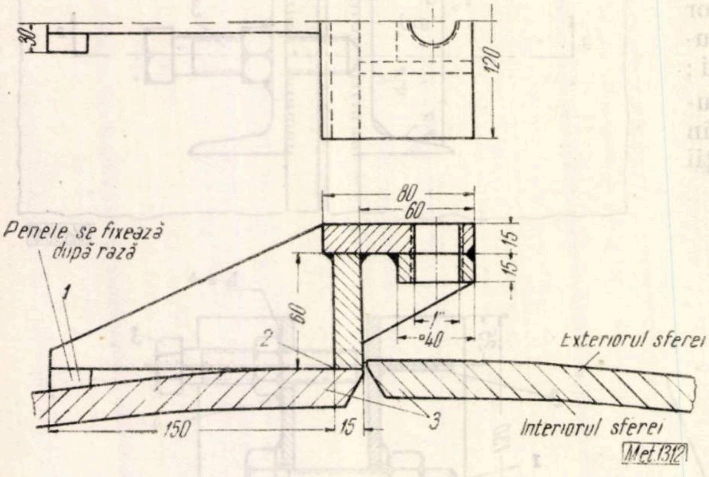


Fig. 6. Dispozitiv pentru centrarea la exterior :

1 – pană de fixare ; *2* – dispozitiv de centrare ; *3* – tolele rezervorului sferic.

Tehnologia executării construcției auxiliare pentru montaj este următoarea :

— se execută o schelă din traverse de lemn tip CF în centrul geometric al locului de montaj al rezervorului sferic, care se clădește pînă la cota cercului paralel, care va uni calota inferioară cu zona *I* (fig. 7 și 8). Pe această schelă se montează cercul inferior de susținere a zonei *I*, la cota specificată.

Cercul al doilea se montează pe cele două picioare din oțel profilat cu tălpi din tablă, legate între ele cu zăbrele din oțel cornier și gusee prinse în șuruburi, pentru a se putea demonta ușor, la o înălțime cu 100 mm mai jos de cota zero, decît cercul paralel care unește zona *I* cu zona ecuatorială (fig. 7 și 8).

Pentru sudarea tolelor acestor rezervoare, atît pe sol cît și la poziție în bune condiții, este necesar să se respecte întocmai următoarele măsuri și operații :

— se așază pe dispozitivul de sudare cîte doi sau trei segmenți pentru rezervorul de 200 m³ și cîte doi sau trei segmenți pentru rezervorul de 500 m³, după care se centrează, se aduce la un rost de 3 mm, cu dispozitivele arătate în figurile 4, 5 și 6, după care se curăță bine cu peria de sîrmă și polizorul – pînă la luciu metalic – atît teșitura cît și grosimea netezită, după care se prind.

Înainte de a începe sudarea, atît segmenții asamblați pe sol, cît și sectoarele care se asamblează la poziție, se încălzesc la 80°C.

Se precizează că prinderea segmenților nu poate începe decît după ce maistrul respectiv a verificat așezarea, centrarea, uniformitatea rostului și în general întreaga pregătire a lucrării după normele tehnice, și găsindu-le corespunzătoare, a aplicat poansonul de verificare și control. Sudorul care trece la operațiile de sudare, fără poansonarea maistrului sau, în lipsa acestuia, a șefului de lot, este pasibil de pedeapsă administrativă și imputații ;

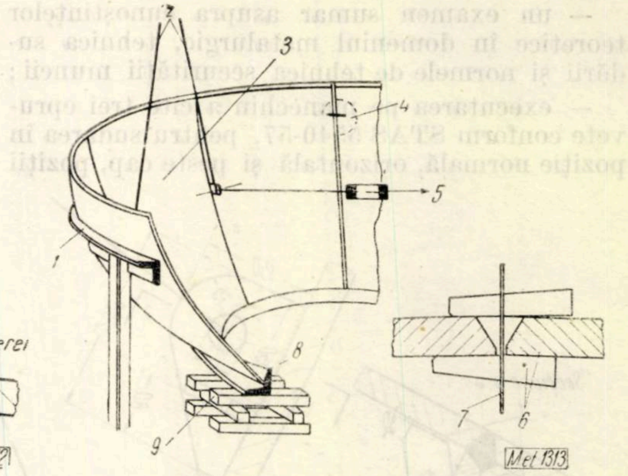


Fig. 7. Montarea zonei *I* superioare fără macaraua portal :

1 – inel superior cu construcție metalică de susținere a sferei ; *2* – cabluri pentru montarea sectoarelor cu macaraua E1004 ; *3* – tablă adusă în poziția demontare ; *4* – urechi de suspendare pentru montare și centrare ; *5* – tendoane pentru fixarea și centrarea fără stîlpi de susținere a sectoarelor ; *6* – pene de fixare ; *7* – distanțieri de tablă ; *8* – inel inferior de susținere ; *9* – traverse tip C.F.

— electrozii se vor încălzi în permanență la 100–150°C, după care se vor distribui sudorilor, care îi păstrează în tolbe încălzite electric la 60°C ;

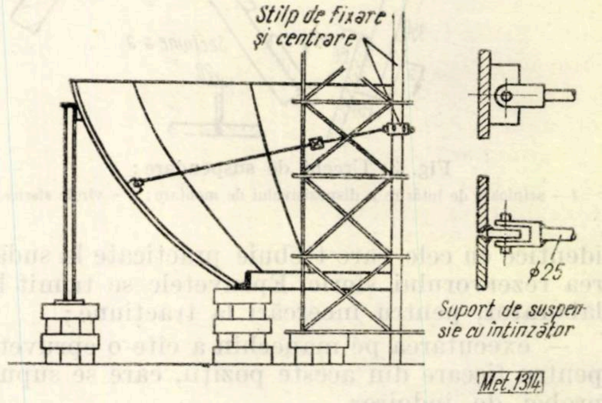

Stîlp de fixare și centrare
⌀25
Suport de suspensie cu întinzător
Met 1314

Fig. 8. Montarea zonei *I* cu stîlp de fixare și centrare.

— sudarea se execută la temperatura ambiantă de peste 0°C. Sub această temperatură sudarea este interzisă.

Asamblarea pe sol a sectoarelor se face în modul următor :

— se iau trei segmenți (tole) din zona inferioară – la rezervorul de 200 m³ – sau cîte trei și doi segmenți la rezervorul de 500 m³ (patru sectoare a cîte trei segmenți și două a cîte doi, în total 16 segmenți), se verifică la dimensiunile și curbura prescrisă, se curăță teșitura și zona sudării pînă la luciu metalic, după care se așază pe dispozitivul de sudat (fig. 2).

Pe dispozitiv segmenții se centrează și se aduc la rostul prescris de 3 mm, după care se prind în dispozitive și se fixează cu pene. Ca ultimă măsură, înainte de a începe sudarea, elementele asamblate se verifică la curbura cu șablonul, după care se prinde sectorul.

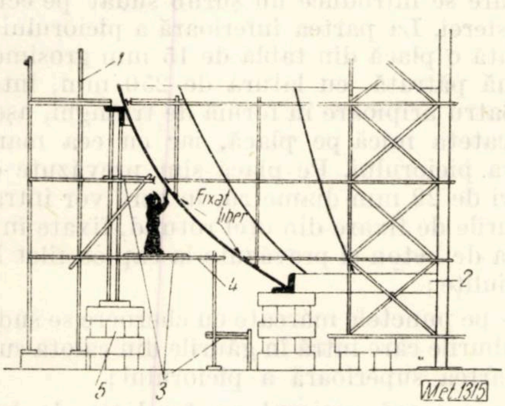


Fig. 9. Sudarea zonelor la exterior în poziție verticală: *1* – schelă din țeavă de 2″ diametru; *2* – inel interior de susținere la montare; *3* – dispozitiv pentru executarea sudurilor verticale; *4* – schelă din țeavă de 2″ diametru; *5* – traverse de lemn tip C.F.

Sudorul respectiv verifică la început dacă lucrarea este corespunzător pregătită, operație concretizată prin aplicarea poansonului de către maistru, pentru începerea sudării. În caz contrar, șeful de echipă este obligat să sesizeze organele de conducere a șantierului și controlul tehnic de calitate pentru a lua măsurile corespunzătoare.

Sudarea pe sol a sectoarelor începe pe partea concavă — interiorul rezervorului — cu stratul de rădăcină care se execută cu un electrod cu 3,25 mm diametru prin completarea spațiilor dintre prinderi, formîndu-se astfel stratul *1*. După executare, stratul se curăță de zgură, pînă la luciu metalic. După aceste operații începe sudarea straturilor 2 și 3 cu un electrod cu 4 mm diametru, cu aplicarea acelorași reguli de curățare a zgurei.

O dată cele trei straturi executate, dispozitivul cu sectorul respectiv se întoarce cu 180°, astfel încît partea convexă devine accesibilă pentru sudare. Se elimină apoi cu aparatul de scobit electric „arc-aer" stratul *1* și o mare parte din stratul *2*, pînă la metal sănătos. Șanțul obținut în cusătura sudată, prin eliminarea straturilor *1* și *2*, se curăță bine de brocuri cu polizorul de mare turație cu disc de nylon lat de 4 mm (fig. 2).

După această operație dispozitivul se întoarce din nou cu 180° și, după curățarea de zgură și oxizi a stratului de sudură, se sudează — pe partea convexă — al șaselea strat de sudură, și ultimul, care se execută cu electrozi de 5 mm diametru.

Înainte de a se desprinde din dispozitiv, fiecare cusătură se controlează în întregime cu radiații X sau γ și numai dacă rezultatul defectoscopic este bun sectorul se scoate de pe dispozitiv; în caz contrar sudura se scobește cu aparatul „arc-aer", și se reface și, numai după ce un nou control confirmă calitatea sudării, se demontează de pe dispozitiv și se trimite la montarea pe sferă.

Pentru ridicarea sectorului cu macaraua, pe fiecare sector se sudează cîte două sau patru urechi de prindere și suspendare. În acestea se leagă cablul din cîrligul macaralei și astfel se transportă sectorul de la locul de asamblare și control cu radiații X sau γ fie la locul de așteptare, fie direct la montarea pe sferă. Prinderea urechilor se face prin sudarea lor exclusiv pe cusătura sudată (fig. 2 și 3).

Montarea zonei I inferioară se face conform următoarei succesiuni a operațiilor:

— se ridică primul sector — cu macaraua portal sau E 1004 — și se așază pe inele de montare, și se fixează apoi, cu ajutorul unui tendon, de stîlpul central de montare și centrare (fig. 8); se ridică apoi sectorul următor care se prinde la fel de stîlpul respectiv, și așa mai departe.

După ridicarea și fixarea celor patru, respectiv șase, sectoare pe inele, și ancorarea cu tendoane de stîlpul de centrare, începe operația de centrare și aducere la diametru, fixîndu-se cu distanțieri rostul de 3 mm (fig. 7), după care sectoarele se îmbină prin sudare.

După tehnologia adoptată la Întreprinderea de montaje-București — fără a utiliza stîlpul de centrare, montajul rezervorului sferic se face astfel:

— se ridică primul sector și după ce s-a așezat pe inelele de montaj, se fixează cu două pîrghii din țeavă de 2″ diametru de inelul inferior, în partea de vizavi;

— se ridică al doilea sector de vizavi și se așază pe inelele de montaj. Atît timp cît acest sector este ținut încă în macara, se leagă de urechi un tendon (fig. 8). Tendonul se leagă apoi de urechea tolei corespondente din sectorul montat vizavi. După această operație se leagă un al doilea tendon de celelalte două urechi. În acest fel sectoarele rămîn fixate pînă cînd se montează, se centrează, se prind și se sudează toate sectoarele zonei respective;

— după ce se montează sectorul vecin, ambele se prind pe meridiane cu distanțieri și pene (fig. 7);

— aducerea la diametru și rost se face cu ajutorul tendoanelor și dispozitivelor respective (figurile 4, 5 și 6);

— centrarea din interior și aducerea la diametru, a doi segmenți alăturați, se face cu dispozitivul arătat în figura 5; centrarea la exterior și aducerea la diametru a doi segmenți alăturați, se face cu dipozitivul arătat în figura 6.

După centrarea și verificarea de către maistru, că acesta se găsește în limitele toleranțelor prescrise, concretizată prin aplicarea poansonului său, sectoarele se prind, apoi penele de fixare, și distanțierii respectivi se demontează.

Tehnologia sudării sectoarelor pe meridiane, a zonei *I*, este aceeași ca și cea descrisă pentru sudarea pe sol, cu deosebirea că poziția sudorului este aceea arătată în figurile 9, 10 și 11.

După sudarea fiecărei cusături — pe meridiane — se trece la controlul acestora cu radiații X sau γ. Dacă rezultatele primite de la laborator arată că toate sudurile controlate sînt corespunzătoare calitativ, se trece la montarea zonei următoare. În caz contrar, se refac sudurile găsite necorespunzătoare, după care operațiile de control cu radiații X sau γ se repetă pînă cînd toate filmele indică suduri corespunzătoare.

Montarea și sudarea zonei a II-a ecuatorială. Înainte de a începe montarea sectoarelor zonei ecuatoriale, se montează în continuare sectorul schelei interioare de la cota 1 000 mm sub nivelul cercului paralel *I*, ce unește zona *I* cu zona a *II*-a, pînă la cota 1 000 mm sub nivelul cercului paralel *II*, ce unește zona a *II*-a cu zona a *III*-a (fig. 11).

Montarea sectoarelor zonei a *II*-a, prinderea, centrarea și sudarea la poziții pe meridiane și cercul paralel *I* se execută după aceeași tehnologie ca și cea folosită la montarea zonei *I*, poziția sudorului fiind aceea arătată în figurile 9, 10 și 11.

Montarea picioarelor de susținere a rezervorului sferic. După terminarea executării sudurilor pe meridiane și cercul paralel *I*, se trece la montarea picioarelor de susținere a sferei. Între timp se execută controlul cu radiații X sau γ și numai după ce toate filmele ce reprezintă controlul indică rezultate corespunzătoare, se trece la montarea zonei a *III*-a.

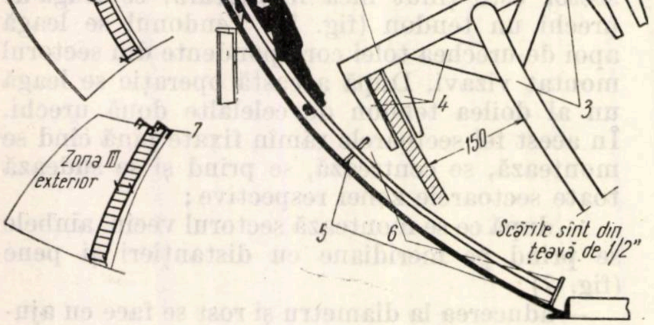


Fig. 10. Sudarea zonelor în interior:
1 — furcă pentru suspendarea scării în interior; *2* — furcă pentru suspendarea scării în exterior; *3* — țeavă de 1" diametru pentru scară; *4* — gusee de suspendare; *5* — distanțieri pentru fixarea scării la interior; *6* — distanțier pentru fixarea scării la exterior; *7* — scară metalică de susținere.

Picioarele de susținere a sferei sînt executate din țeavă de OL 35 de 159 × 12 mm, avînd sudată la partea superioară o calotă dreptunghiulară cu colțurile rotunjite, cu concavitatea spre sferă, cu o rază egală cu raza sferei, și cu o gaură cu 10 mm diametru la partea superioară, în care se introduce un șurub sudat pe ecuatorul sferei. La partea inferioară a piciorului este sudată o placă din tablă de 15 mm grosime, de formă pătrată, cu latura de 250 mm, întărită cu patru aripioare în formă de triunghi, așezate cu cateta mică pe placă, iar cu cea mare pe țeava piciorului. Pe placă sînt prevăzute două găuri de 22 mm diametru, în care vor intra șuruburile de fixare din oțel rotund, fixate în fundația de beton și prevăzute la cap cu filet M 20 și piulițe;

— pe punctele marcate cu chernere se sudează șuruburile care intră în găurile din calota sudată la partea superioară a piciorului;

— se așază piciorul pe fundația de beton, avînd grijă ca șuruburile de fundație să intre în găurile tălpii, iar piciorul să aibă concavitatea calotei spre sferă.

După ce piciorul s-a așezat pe fundație, se fixează partea superioară în șurubul sudat pe ecuator;

— se centrează piciorul pînă ce calota superioară se așază bine pe suprafața sferei, după care se prinde cu sudură;

— se procedează la fel cu restul picioarelor, după care sudorii execută, cu toată atenția, sudarea completă a calotei piciorului de sferă, iar montorii centrează și fixează definitiv piciorul în șuruburile de fundație;

— ultima operație după fixarea definitivă a picioarelor este montarea tendoanelor în diagonală, care se prind în șuruburi cu siguranțe, de urechile sudate pe picioare, apoi se reglează prin filet.

După ce s-au fixat picioarele, se trece la demontarea schelei metalice care a servit la montarea și susținerea sferei.

Montarea și sudarea la poziție a zonei a III-a. După ce toate sudurile au fost controlate cu radiații X sau γ, inclusiv cele refăcute după indicarea laboratorului ca necorespunzătoare, se trece întîi la montarea tronsonului schelei interioare pentru zona a *III*-a și apoi la ridicarea și montarea sectoarelor acestei zone.

Tehnologia montării, sudării și controlului defectoscopic cu radiații X sau γ este identică cu aceea a zonelor precedente.

Sudarea la poziție a cercului paralel *II* și a meridianelor se execută după tehnologia arătată; poziția sudorilor este arătată în figura 11.

Montarea și sudarea calotei superioare și a anexelor sale. Calota superioară se ridică cu macaraua la locul de montaj, după care se centrează, se păsuiește și se sudează după tehnologia arătată.

După ce calota este sudată şi rezultatele controlului cu radiaţii X sau γ sînt bune, se trece la trasarea şi decuparea porţiunii din calotă unde se vor monta : gura de vizitare, cu diametrul de 500 mm, racordul cu diametrul de 150 mm pentru conducta de evacuare, şi racordul de 10 mm diametru pentru ţeava care se leagă la manometrul înregistrator, montat pe peretele din casa compresorului.

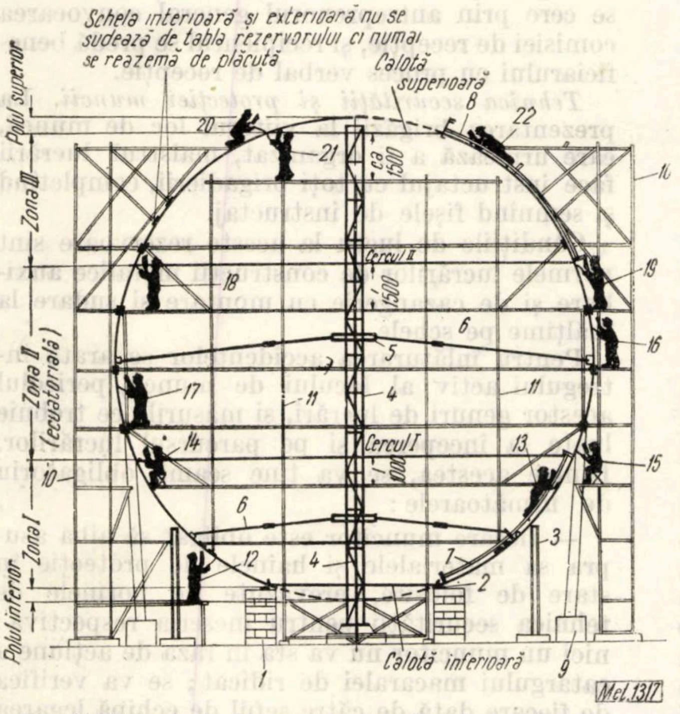


Fig. 11. Tehnologia de montare şi sudare la poziţie a rezervorului sferic (secţiune verticală) :

1 – schelă din traverse tip CF; *2* – inel de susţinere şi ghidare; *3* – construcţie metalică auxiliară; *4* – stîlp pentru centrare şi montare; *5* – inel de centrare; *6* – cabluri de centrare; *7* – scară pentru sudare în interior; *8* – scară pentru sudare în exterior; *9* – picioare de susţinere; *10* – schelă exterioară executată din ţevărie; *11* – schelă interioară executată din ţevărie; *12, 13* – sudarea la poziţie a meridianelor zonei *I*, la exterior şi în interior; *14, 15* – sudarea la poziţie a cercului zonei *I* în interior şi exterior; *16, 17* – sudarea la poziţie a meridianului zonei *II* în exterior şi în interior; *18, 19* – sudarea la poziţie a cercului *II* în interior şi exterior; *20, 21* – sudarea la poziţie a calotei superioare în interior şi în exterior; *22* – sudarea la poziţie a meridianelor zonei *III* în exterior.

Se menţionează că sînt montate din uzină pe capacul gurii de vizitare racordul pentru supapa de siguranţă cu arc, precum şi un racord cu diametrul de 25 mm pentru un robinet de control.

Montarea scării de acces la armăturile montate pe calota superioară. Montarea scării începe cu panoul vertical care se aşază pe fundaţia de beton şi ajunge pînă la punctul de tangenţă cu ecuatorul sferei. Panoul se fixează de fundaţii cu două şuruburi şi se sudează de sferă cu două platbande. După aceasta se montează panoul curb, care, de asemenea, se fixează pe sferă cu patru platbande (picioare) şi, în sfîrşit, se montează cercurile care formează platforma cu balustrada din jurul polului superior al sferei.

După ce s-au montat panourile la locurile lor, se prind în şuruburi, iar cercul, care formează mîna curentă la balustradă, se sudează de montanţi.

Demontarea urechilor de prindere, a stîlpului de montaj şi a schelei interioare. Pe parcursul lucrării şi înainte de demontarea scării interioare se îndepărtează prin procedeul ,,arc-aer'' toate urechile de prindere care au servit pentru transportarea cu macaraua şi montarea sectoarelor sferei, se polizează locul respectiv şi se sudează, după care se face controlul cu radiaţii X sau γ. Dacă rezultatul defectoscopic este satisfăcător, se trece apoi la demontarea schelei.

În cazul cînd se utilizează stîlpi de montaj, mai întîi începe demontarea acestuia tronson cu tronson, de sus în jos, tronsoanele ridicîndu-se cu un scripete montat pe o schelă la polul superior al sferei.

Schela interioară se demontează prin scoaterea traverselor de jos în sus, după care se demontează element cu element. Ţevile lungi se scot prin gura de vizitare superioară, iar cele scurte şi armăturile de legătură, prin cea inferioară.

Calota inferioară, cu anexele sale, se montează, centrează şi sudează după aceeaşi tehnologie ca şi cea superioară.

În cîmpul zonei *I*, la o înălţime de la sol de circa 1,80 m, se montează racordul manometrului de control, lîngă care se sudează placa de timbru a rezervorului.

Verificarea şi controlul tehnic de calitate al executării lucrărilor de sudare şi montaj. Buna reuşită a lucrărilor de montare a rezervoarelor sferice depinde în mare măsură şi de modul cum se execută operaţiile de verificare şi control ale fazelor de operaţii, de respectarea întocmai a regulilor de asamblare, sudare şi montare şi, în sfîrşit, de pregătirea şi conştiinţa profesională a montorilor şi, îndeosebi, a sudorilor care execută astfel de lucrări.

La o astfel de lucrare, organele Controlului tehnic de calitate trebuie să execute supravegherea şi îndrumarea continuă pe toată durata lucrărilor, luînd măsuri de control şi îndrumare preventive şi măsuri de control ulterioare fazei respective.

Măsurile de îndrumare şi control, preventive, se execută, pe parcursul lucrărilor, zilnic; ele constau în verificarea atentă cu şablonul a curburii fiecărui sector, înainte de prinderea pe dispozitiv, verificarea rostului cu şablonul (distanţa între tole să fie de 3 mm pe întreaga lungime a sectorului), verificarea curăţării tolelor de oxizi, grăsimi etc. pe toată lungimea teşiturii, verificarea ca fiecare sudor să utilizeze numai electrozi încălziţi şi păstraţi în tolbe, la 60°C; verificarea preîncălzirii tolelor şi sectoarelor la 80°C, înainte de sudare; verificarea curăţării perfecte a fiecărui strat de sudură (cu ciocanul şi peria de sîrmă) pînă la luciu metalic; interzicerea sudării pe timp de ploaie şi pe timp friguros (sub 0°C), curăţarea cu polizorul (8 500 rot/min) şi disc cu liant de nylon a canalului și zonei sudate, după eliminarea sudurii straturilor *1* și *2*, cu aparatul de scobit „arcaer", în vederea sudării definitive a straturilor de rădăcină *4* și *5*, utilizarea cu strictețe a electrozilor prescriși de tehnologia sudării rezervoarelor sferice, atît ca fel și tip de fabricație, cît și ca diametru, pentru fiecare strat de sudură; poziția sudorului trebuie să fie obligatoriu cea adecvată pentru fiecare cusătură, așa cum se arată în figura 11, poz. *12*, *13*, *14*, *15*, *16*, *17*, *18*, *19*, *20*, *21* și *22*.

Proba de presiune și predarea la beneficiar. Proba de presiune la acest tip de rezervoare se face numai cu aer, în care scop au fost calculate atît fundațiile, cît și picioarele de susținere. Proba de presiune se face după următoarea formulă:

$$P_{proba} = P_{regim} \times 1{,}25 \text{ kgf/cm}^2.$$

Atunci cînd rezervorul este complet gata pentru probă, întîi se execută proba de casă cu aer și nekal, deși sudurile au fost controlate în întregime cu radiații X sau γ. Aceasta se execută în modul următor: se introduce în rezervor aer la 0,5—1 at și se prepară emulsia de nekal prin amestecarea cu apă, pînă ce aceasta are o consistență aproape fluidă, ungîndu-se cu o perie toate cusăturile sudate și îmbinările la flanșe. Dacă apar bășicuțe înseamnă că în locul acela sînt pori sau la îmbinări etanșările sînt defectuoase. Chiar dacă nu se pot urmări sudurile în momentul ungerii cu nekal, cusăturile sudate se urmăresc cu mare atenție, deoarece dacă nu s-au observat bășicile, în locul unde este un por, și bășica s-a spart, rămîne un crater în stratul de emulsie.

Înainte de a sosi organul ISCIR pentru efectuarea probei de presiune și eliberare a certificatului de funcționare, întreprinderea de montaj întocmește cartea recipientului; aceasta este gata tipărită și se completează numai cu datele caracteristice:

— numărul recipientului (din cartea întreprinderii), volumul, presiunea de regim, presiunea de lucru, mediul ce va fi depozitat, temperatura mediului, valorile mecanice de calitate a tolelor, valorile mecanice de calitate a materialului de adaos și tipul respectiv (al electrozilor), numele, prenumele și poansonul maiștrilor, rezultatele probelor mecanice de tracțiune și îndoire executate, conform STAS, în aceleași condiții ca la sudarea recipientului: calculul mecanic al grosimii tolelor, flanșelor și ventilelor, fabrica constructoare.

Proba de presiune cu aer — în prezența organelor ISCIR pentru autorizarea de funcționare — se efectuează pe șantier — la cererea beneficiarului — după formula indicată.

Dacă în curs de 30 min nu se observă nici o scădere de presiune la manometre, rezervorul se consideră autorizat pentru funcționare, și organul ISCIR, care a asistat la probă, eliberează certificatul respectiv.

După vopsire se demontează schela exterioară, se cere prin antreprenorul general convocarea comisiei de recepție, și recipientul se predă beneficiarului cu proces verbal de recepție.

Tehnica securității și protecției muncii. La prezentarea brigăzii la viitorul loc de muncă, care urmează a fi organizat, maistrul lucrării face instructajul cu toți brigadierii, completînd și semnînd fișele de instructaj.

Condițiile de lucru la aceste rezervoare sînt normele lucrărilor de construcții metalice auxiliare și de cazangerie cu montare și sudare la înălțime pe schele.

Pentru înlăturarea accidentelor se arată întregului activ al locului de muncă, pericolul acestor genuri de lucrări, și măsurile ce trebuie luate la începerea și pe parcursul lucrărilor. Dintre acestea, se va ține seamă obligatoriu de următoarele:

— fiecare muncitor este obligat să aibă asupra sa materialele și hainele de protecție în stare de folosire, prevăzute de normele de tehnica securității pentru meseria respectivă; nici un muncitor nu va sta în raza de acțiune a catargului macaralei de ridicat; se va verifica de fiecare dată de către șeful de echipă legarea cablurilor pentru ridicarea sectoarelor cu macaraua; fiecare muncitor, care lucrează la fixarea și centrarea sectoarelor sferei, va avea asupra sa centura de siguranță legată la loc potrivit și casca de protecție pe cap; este cu desăvîrșire interzis să se utilizeze lămpi sau becuri instalate în interiorul sau pe suprafața sferei la o tensiune mai mare de 24 V, în care scop șeful de echipă va scoate din magazie transformatoarele respective; la utilizarea polizoarelor electrice se vor folosi mănuși de cauciuc; șeful de echipă va verifica în fiecare zi, la începerea lucrului, starea schelei de lucru; instalațiile electrice de alimentare a convertizoarelor și rezervorul însuși vor fi puse la pămînt, iar cablurile de legătură vor fi prevăzute cu papuci cositoriți.

Bibliografie

[1] *Pintsch Bamag Köln-Bayenthal.* Technologische und Schweisstechnische Kennwerte. Bau von Kugelgasbehälter, 1961.

[2] *Herden, G.* Schweiss und Schweisstechnik, 1960. VEB Carl Marhold Verlag, Halle (Saale).

[3] *Karliczek H.* Leitfaden für Lichtbogenschweissen. VEB Verlag Technik, Berlin, 1961.

Mașina de danturat roți cu dinți arcuiți

Ing. IOSIF LISOVSCHI și ing. ȘTEFAN DÎRVĂREANU
Uzina 1 Mai-Ploiești

Această mașină a fost concepută în mod special pentru modernizarea cuplajelor dințate cu care sînt echipate instalațiile de foraj fabricate de către uzina ,,1 Mai"-Ploiești.

Modernizarea se referă la prelucrarea arcuită a danturii butucilor de la cuplaje în sens longitudinal, după o curbă egală cu diametrul mediu al danturii butucilor.

Pînă la intrarea în producție a acestui utilaj, dinții butucilor de la cuplajele dințate se executau pe mașini obișnuite de danturat, obținîndu-se astfel o dantură dreaptă, ca aceea a roților dințate cilindrice cu dinți drepți.

Prelucrarea necorespunzătoare a danturii butucilor se explica prin faptul că, pe mașinile existente, nu se puteau executa dinți arcuiți așa cum prevăd planurile de execuție ale cuplajelor dințate.

Noua mașină rezolvă această problemă, cu atît mai dificilă cu cît dantura arcuită se execută pentru prima dată în țară.

Înainte de descrierea mașinii, se analizează rolul funcțional pe care-l îndeplinesc cuplajele dințate ca organ de legătură și de transmisie în construcția de mașini.

Este cunoscut faptul că, atunci cînd motive de ordin constructiv, de execuție sau de transport, impun legarea a doi arbori între ei pentru transmiterea forței, aceasta se efectuează prin intermediul cuplajelor.

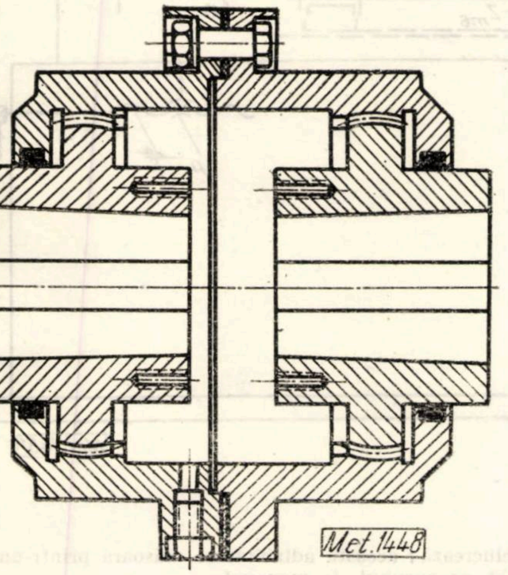


Fig. 1

La alegerea unui cuplaj sînt luate în considerare modul de funcționare, durabilitatea în exploatare, dimensiunile de gabarit și condițiile de deservire în exploatare.

Cuplajul dințat cu dantura arcuită (fig. 1), care face parte din categoria cuplajelor rigide, poate fi considerat ca o articulație cardanică dublă, și se compune din doi butuci (fig. 2) prevăzuți cu dantură exterioară care se fixează pe capetele celor doi arbori. Dinții acestor butuci angrenează cu dantura interioară a celor două jumătăți ale carcasei care închide cuplajul. Curba dată danturii butucilor (fig. 3) longitudinal cu raza Zm și cu centrul pe axa butucului respectiv permite înclinarea arborilor menținîndu-se continuu contactul pe flancuri. Sînt admise înclinări pînă la 1°. Totodată arborii au posibilitatea de deplasare axială cu 1—8 mm, după mărimea cuplajului. Pentru micșorarea frecărilor și a uzurii danturii se introduce ulei în carcasă, deși aceasta trebuie să fie etanșă.

Cuplajul dințat trebuie să fie astfel construit încît să reziste în condiții bune în cazurile de abateri combinate (axiale, radiale, unghiulare), ca urmare a unei centrări dificile a celor doi arbori, ceea ce impune o execuție îngrijită cu respectarea strictă a toleranțelor și a formei geometrice a danturii butucilor.

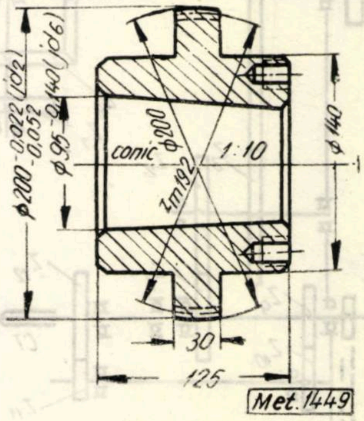


Fig. 2

Lipsa de precizie în prelucrarea cuplajelor dințate are ca efect o încărcare neuniformă a danturii în exploatare, chiar dacă poziția arborilor este coaxială.

În cazul dezaxării arborilor, atunci cînd dantura butucilor este dreaptă, în loc de alunecare apare o frecare între dinții butucului și ai manșonului dințat, care dă naștere unor momente încovoietoare asupra arborilor. Mărimea acestor momente depinde de mărimea momentelor de transmisie. În asemenea cazuri apare fenomenul de așchiere (roadere)

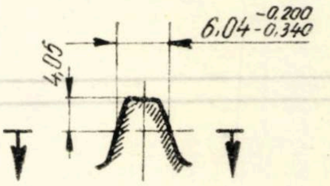


Fig. 3

între dinţii butucului şi ai manşonului care, pe lîngă celelalte dificultăţi de funcţionare, are ca rezultat scoaterea în mod prematur a cuplajului din funcţiune.

Din literatura de specialitate rezultă că, în ţările cu o industrie dezvoltată, forma arcuită a danturii butucului de la cuplajele dinţate se execută de maşini speciale, pe maşini obişnuite prin metoda copierii sau prin şeveruire, după ce în prealabil dantura a fost prelucrată pe o maşină obişnuită de danturat.

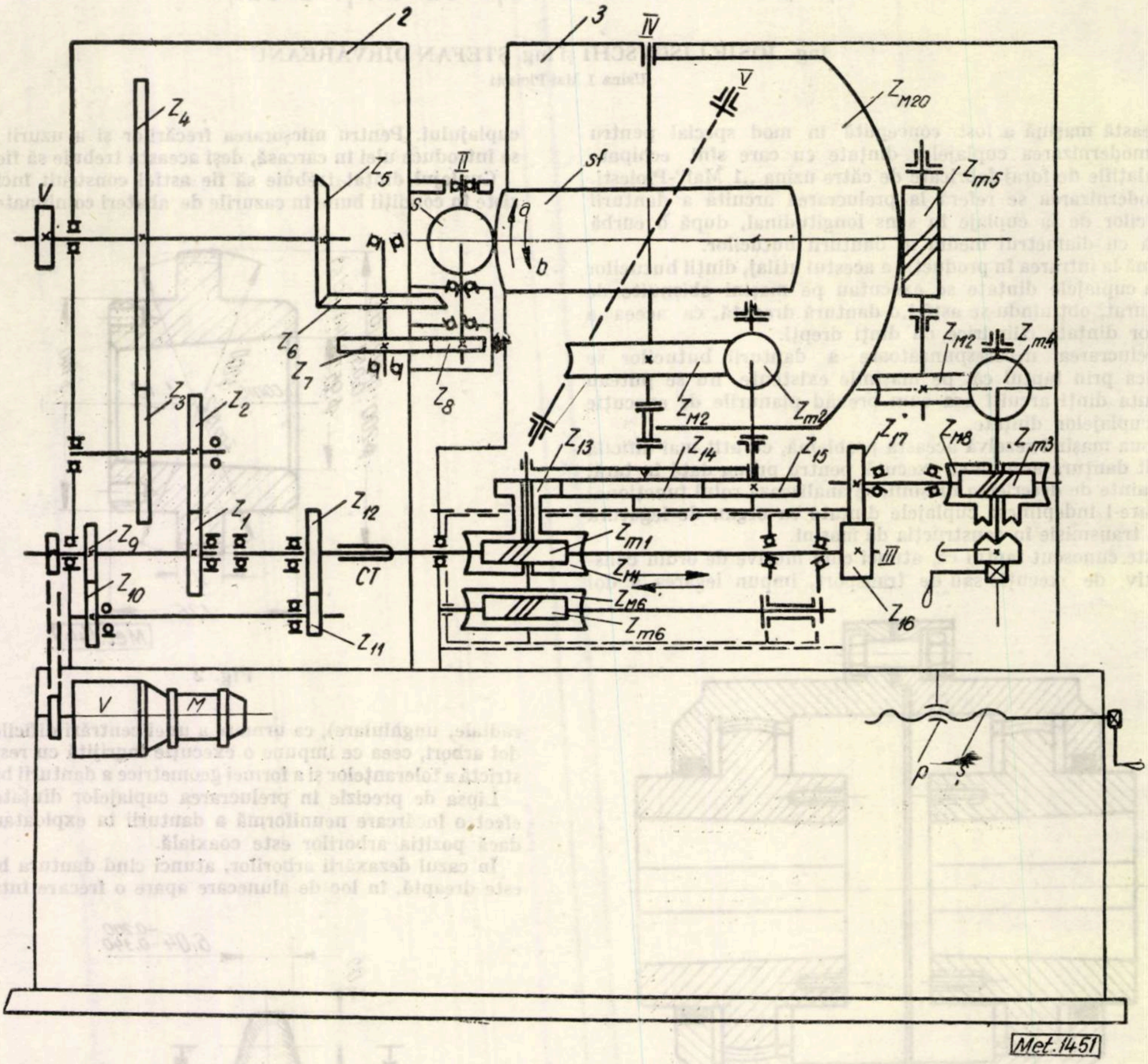


Fig. 4

Schema de principiu a unei maşini de danturat dinţi arcuiţi nu a fost publicată pînă în prezent.

În linii mari, această maşină (fig. 4) se compune din batiul 1, păpuşa fixă 2, păpuşa mobilă 3, electromotorul M, variatorul de viteză V şi instalaţia de răcire cu ulei.

Prelucrarea danturii pe această maşină se execută cu o freză melcată, evolventa obţinîndu-se prin metoda rulării, la fel ca la maşinile obişnuite de danturat.

Forma arcuită a dinţilor se realizează prin răsturnarea butucului pe direcţia axială, avînd centrul de rotire la mijlocul lăţimii roţii de danturat.

Avansul de aşchiere este mecanic mişcînd piesa de jos în sus într-o mişcare circulară (mişcare de răsturnare), spre deosebire de maşinile obişnuite unde freza avansează cu o mişcare de translaţie, de cele mai multe ori, de sus în jos.

În păpuşa fixă se găsesc angrenajele prin care se realizează raportul de transmisie. Acest raport poate fi modificat prin roţi de schimb, după necesităţi. Pe păpuşa fixă se fixează şi freza. Turaţia frezei (viteza de tăiere) se obţine prin reductor care este, în acelaşi timp, şi variator de viteze cu patru trepte.

Păpuşa mobilă, care este legată de păpuşa fixă printr-un ax intermediar, alunecă pe batiu cu ajutorul unui şurub de manevră, prin care se fixează adîncimea dinţilor care se prelucrează; această adîncime se măsoară printr-un vernier fixat pe şurubul de manevră.

La păpuşa mobilă se pot deosebi următoarele mecanisme: de divizare a dinţilor, de avans pentru aşchiere, de răsturnare şi de compensare a unghiului de răsturnare.

Schema cinematică a maşinii (fig. 4). Mişcarea de rotaţie primită de axul I de la electromotorul M, prin intermediul variatorului de viteze V, se împarte astfel:

De la axul I, prin roţile Z_1, Z_2, Z_3, Z_4, Z_5, Z_6, Z_7, Z_8, mişcarea se transmite la axul II al sculei.

Prin roata Z_9 de la axul *I*. mişcarea se transmite la axul III fix pe păpuşa mobilă prin roţile Z_{10}, Z_{11}, Z_{12}, şi prin intermediul cuplajului telescopic *CT*.

De la axul III, prin angrenajul melc, roata melcată Z_{M1} şi Z_{m1}, roţile Z_{13}, Z_{14}, Z_{15}, angrenajul melc, roata melcată Z_{M2} şi Z_{m2}, mişcarea se transmite la axul *IV* pe care se fixează piesa care se prelucrează şi care, în timpul execuţiei, angrenează cu scula.

Tot de la axul III, prin roţile Z_{16}, Z_{17}, angrenajul melc, roata melcată Z_{M3}, Z_{m3} şi cuplajul cu gheare *C*, angrenajul Z_{M4},

Z_{m4}, melcul Z_{m5} şi segmentul de roată melcată Z_{M0}, rigid cu caseta de răsturnare, mişcarea se transmite la caseta de răsturnare care oscilează o dată cu piesa de prelucrat (cursa a), pe reazemele laterale situate pe axa imaginară V.

Cuplajul C foloseşte la răsturnarea manuală a casetei de răsturnare în poziţia de lucru iniţială (cursa b).

O dată cu rotirea casetei în jurul axului *V* se va roti şi axul VI, obligînd roţile Z_{15}, Z_{14} şi Z_{13} să se rotească în sens invers, rotaţie care va diminua mişcarea de divizare. Pentru a compensa această mişcare, pe axul V se fixează roata melcată Z_{M6}, care angrenează cu melcul Z_{m6}, rigid cu axul VII, care va căpăta o mişcare de translaţie după săgeţi, obligînd şi suportul culisant, pe care reazimă axul III, să aibă o mişcare de translaţie. Melcul Z_{m1} va avea, pe lîngă mişcarea de rotaţie necesară divizării, şi o mişcare de deplasare axială, echivalentă cu mişcarea de oscilaţie a casetei de răsturnare, cu scopul de a nu modifica mişcarea de divizare, de angrenare pură a sculei (freza melc) cu roata de prelucrat.

Avansul de aşchiere se realizează prin deplasarea manuală a păpuşii mobile 3, prin intermediul piuliţei şi al şurubului conducător.

Caracteristicile maşinii de danturat dinţi arcuiţi sînt următoarele :

— diametrul maxim de prelucrat	300 mm ;
— diametrul minim de prelucrat	150 mm ;
— modulul maxim de prelucrat	8 mm ;
— modulul minim de prelucrat	2 mm ;
— lăţimea maximă a roţii de prelucrat la 300 mm diametru	40 mm ;
— lăţimea maximă a roţii.de prelucrat la 150 mm diametru	25 mm ;
— reductor cu variator de viteză în patru trepte	40, 50 p, 60, 70 rot/min ;
— puterea motorului principal	3,5 kW ;
— puterea motorului pompei de răcire	0,5 kW ;
— greutatea maşinii	1 500 kg ;
— gabaritul	1 500 × 1 000 × 800 mm.

Avantajele tehnico-economice realizate de această maşină se pot exprima în mod indirect, întrucît se rezolvă o problemă de calitate, care se răsfrînge asupra funcţionării cuplajului, şi nu o problemă de productivitate. Aceasta arată că, în viitor, uzina „1 Mai" — Ploieşti va executa cuplaje dinţate atît pentru instalaţiile de foraj, cît şi pentru alte instalaţii care, din punct de vedere calitativ, vor putea sta alături de cuplajele dinţate executate în ţările cu cel mai înalt nivel tehnic.

Documentare

CZ 669.14.018.291.3 – 426 : 621.771.252 : 624.012.45

Probleme de rezistenţă şi tehnologie a sîrmelor de înaltă rezistenţă

Pînă în prezent, sîrmele de înaltă rezistenţă se fabricau în cantităţi mici, iar condiţiile tehnice care li se puneau se limitau numai la rezistenţa de rupere la tracţiune. La construcţiile pretensionate însă, sîrmele trebuie să mai aibă : omogenitate pe întreaga lor lungime, limită foarte înaltă de elasticitate şi de curgere, precum şi o limită de fluaj cît mai ridicată.

În industrie, după felul producţiei, se deosebesc următoarele varietăţi de sîrme : sîrme laminate la cald ; sîrme laminate la cald şi trase la rece ; sîrme îmbunătăţite prin tratamente termice.

Sîrmele de oţel laminate la cald cu diferite diametre, după ce se răcesc, au în general limita de curgere de circa 0,65 σ_r.

Sîrmele laminate la cald şi trase la rece se caracterizează prin rezistenţă înaltă de rupere, pe care o obţin datorită deformaţiilor plastice succesive. Sîrmele de acest fel se fabrică, de regulă, din oţel cu un conţinut în carbon de la 0,5 pînă la 0,8 %. Procesul de laminare şi tragere la rece măreşte considerabil fragilitatea sîrmei, care se înlătură prin tratamente termice (recoaceri şi patentări). Experienţele de laborator cu privire la sîrmele trase la rece au arătat că supunerea lor la tratamente termice măreşte rezistenţa la rupere, limita de curgere şi de elasticitate în felul următor : rezistenţa de rupere la tracţiune, σ_r, cu 6—10 % ; limita de curgere, $\sigma_{0.2}$, cu 20—50 % ; limita de elasticitate, $\sigma_{0.01}$, cu 100—150 %.

Tragerea sîrmei la rece şi supunerea ei la tratamente termice măresc, în primul rînd, rezistenţa sîrmei. Limita de curgere a sîrmei poate să atingă chiar 0,95 σ_r, în care caz rezistenţa la tracţiune şi limita de curgere pot fi foarte apropiate una de cealaltă.

În cazul ridicării limitei de curgere şi al rezistenţei se mai pune condiţia ca oţelul să nu devină fragil. Această condiţie este necesară în special în cazul oţelului moale tras la rece.

Cercetările efectuate de autor au urmărit să determine pentru diferite sîrme lungimile care să fie considerate ca medie caracteristică a sîrmei şi care să permită stabilirea rezistenţei la tracţiune şi alungire a sîrmelor cu lungimi date. Scopul acestor cercetări a fost, de asemenea, determinarea numărului concludent al epruvetelor scurte şi determinarea lungimii lor adecvate, care ar duce la reducerea numărului de încercări ale epruvetelor lungi, a căror cercetare este foarte anevoioasă.

Au fost încercate sîrme de diferite fabricaţii (mai ales din R. P. Polonă, R. D. Germană şi R. F. Germană). Astfel, pentru sîrme cu diametrul de 1,5 mm şi lungimea de 0,2 ÷ 4 m, s-a constatat că, în cazul creşterii lungimii epruvetei, alungirea descreşte. Pentru sîrme cu diametrul de 5 mm şi lungimea de 0,2 ÷ 4,5 m rezultatele sînt concretizate în diagramele reproduse în figurele 1, a, b, c, d.

Cercetările preliminare ale alungirii unor sîrme rupte cu lungimi de 12 m arată o şi mai mare scădere a alungirilor (fig. 2).

Din cauză că nu există un raport bine stabilit între scăderea alungirilor şi creşterea lungimii sîrmelor, se presupune că există o lungime limită, pentru care alungirea devine constantă. Această limită variază desigur pentru diferitele calităţi de sîrmă.

S-a constatat că toate sortimentele de sîrmă prezintă, o dată cu creşterea lungimii măsurate, o descreştere a alungirilor. În timpul tragerii sîrmelor apar la început alungiri uniforme pe întreaga lor lungime. Dacă însă într-un loc oarecare apare o subţiere, alungirea uniformă încetează. Orice micşorare a secţiunii sîrmei duce la reducerea considerabilă a alungirii la rupere.

Se consideră ca părţi slabe, care produc o subţiere prematură a sîrmelor, toate neregularităţile locale şi defectele de material. Cu cît lungimea este mai mare, cu atît există probabilitate mai mare de apariţie a locurilor slabe. Trebuie să se ţină seamă de faptul că locurile slabe împiedică alungirea uniformă a sîrmelor, iar subţierea într-un loc apare cu atît mai uşor cu cît epruveta este mai lungă.

Extinderea cercetărilor asupra sîrmelor din ce în ce mai lungi va evidenţia probabil presupunerea că micşorarea alungirilor tinde către o limită.

Pe baza cercetărilor efectuate s-au constatat următoarele : alungirile, măsurate la ruperea sîrmei, descresc în raport cu creşterea lungimii epruvetei ; ruperea sîrmei este produsă de slăbirea secţiunii, care provoacă apariţia prematură a subţierilor; alungirea cea mai mare apare cu puţin timp înaintea ruperii sîrmei; sîrmele poloneze au limitele de elasticitate, curgere şi rezistenţă mai mici decît sîrmele germane cercetate; sîrmele poloneze prezintă deformaţii plastice mult mai mici decît sîrmele germane; din cauza limitei de curgere mai mici, rezistenţele admisibile ale sîrmelor poloneze sînt cu 10 % mai mici decît la sîrmele germane, ceea ce duce la pierderi considerabile de materiale; alungirile nu se pot considera concludente pentru determinarea rezistenţelor la sîrmele cu lungimi mai mari.

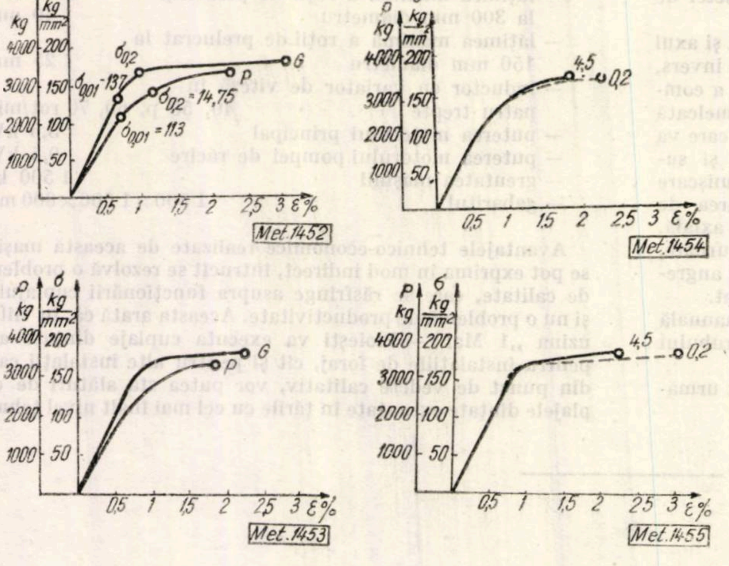


Fig. 1:

a – alungirea sîrmelor poloneze şi germane lungi de 0,2 m. Se pot observa diferenţele vizibile ale limitei de elasticitate, de curgere şi ale alungirilor. Alungirile au fost măsurate pînă la 0,97 σ; *b* – alungirea sîrmelor cu diametrul de 5 mm, lungi de 4,5 m. Sînt vizibile diferenţele dintre sîrma poloneză şi cea germană; *c* – diagrama comparativă a alungirii sîrmelor poloneze cu diametrul de 55 mm la lungimile de 0,2 şi 0,4 m; *d* – diagrama comparativă a alungirii sîrmelor germane cu diametrul de 5 mm la lungimile de 0,2 şi 4,5 m.

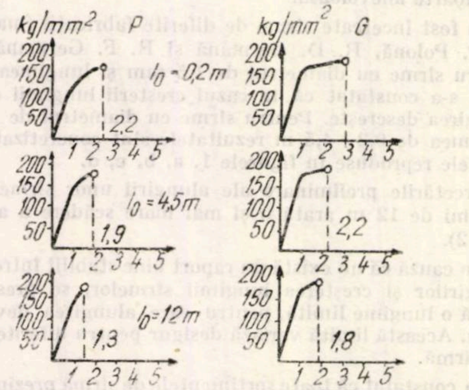


Fig. 2. Alungirile sîrmelor poloneze şi germane cu diametrul de 5 mm la lungimi de 0,2; 4,5 şi 12 m.

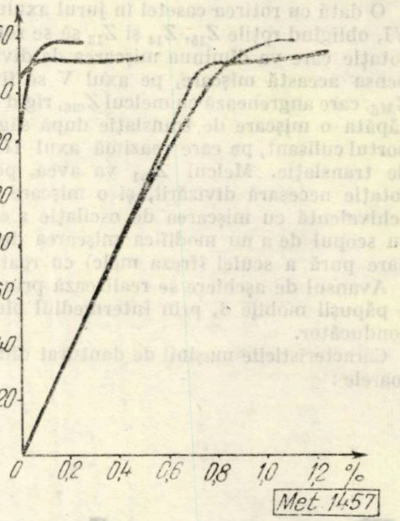


Fig. 3. Diagrama reprezentînd influenţa curbării sîrmei, dintr-un colac cu diametrul de 80 cm, asupra rezistenţei ei.

Compararea alungirilor obţinute experimental cu alungirile obţinute din calcul, efectuată cu ajutorul a trei metode diferite (Bauschinger, Kuntz şi Bach), a permis a se arăta că, pentru lungimi mari ale sîrmei, ultima metodă dă valorile cele mai apropiate de cele experimentale.

Sîrmele laminate la cald în colaci şi răcite, din cauza vitezei de răcire variate a oţelului, arată pe întreaga lor lungime rezistenţe diferite. Colacii sîrmelor trase trebuie supuşi deci la tratamente termice suplimentare, şi anume: după ce colacul a fost încălzit pînă la temperatura care îi redă structura iniţială, sîrma se lasă să se răcească încet în aer.

În general, se constată că deformaţiile care apar la îndreptarea sîrmei ridică, iar cele care apar la îndoirea sîrmei coboară limita de curgere. Limita coborîtă a curgerii se poate ridica din nou prin îndreptare sau revenire. Încălzirea sîrmelor de oţel pînă la temperatura de 350°C nu influenţează rezistenţa la rupere, limita de curgere şi alungirea sîrmei.

Prof. dr. ing. Roman Kozak
Institutul politehnic – Poznan, Republica Populară Polonă

Procese de reducere în timpul aglomerării minereurilor de fier

În procesul aglomerării pe înălțimea coloanei de aglomerare fenomenele de reducere și oxidare se împletesc. Unele se substituie celorlalte sau se desfășoară simultan.

Spațiul cuprins în mod succesiv sau simultan de procesele de reducere sau oxidare sînt limitate în volume foarte mici cu zone active în care temperatura este ridicată. Particulele de combustibil uniform repartizate în încărcătura de minereu reprezintă propriu-zis nu numai focarele de combustii dinspre care se îndreaptă în jos șuvoaiele de căldură, dar acestea îndeplinesc și o acțiune de reducere a oxizilor de fier.

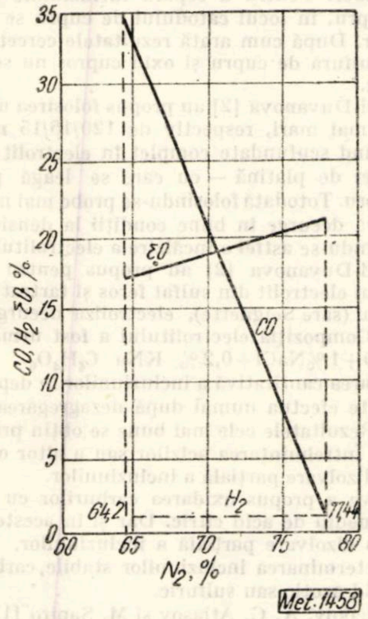


Fig. 1. Nomograma pentru determinarea produșilor de ardere a carbonului $H_2O_{aer} = 1\%$.

În gazele minereurilor de Krivoirog sinterizate, absorbite din stratul încărcăturii pînă în momentul accesului zonei de ardere, se observă următoarele oscilări în compoziție : 10,0—18,0% CO_2; 2,0–7,0%CO; 2,0–8,0% O_2; CO/CO = 4.

Se subliniază faptul că perioada cea mai activă în procesul aglomerării o reprezintă momentul începerii creșterii temperaturii stratului pînă în momentul terminării arderii cărbunelui ; în acest timp se petrec reacțiile de oxido-reducere și de formare a aglomeratului, fiind o perioadă cu mult mai scurtă decît perioada de început de creștere a temperaturii pînă la atingerea temperaturii maxime. Aceasta se explică prin faptul că arderea în strat se petrece puțin mai tîrziu începerii creșterii temperaturii din strat și se termină înainte de a se atinge temperatura maximă.

Sînt temeiuri a presupune că, în stratul de încărcătură a minereului, arderea carbonului pe seama oxigenului aerului se desfășoară cu formarea prealabilă a CO-ului și că raportul CO_2/CO observat reprezintă rezultatul sumar atît al arderii propriu-zise a carbonului, precum și al reducerii oxizilor de fier cu oxid de carbon. Susținerea celor de mai sus este confirmată de nomograma care servește la determinarea compozițiilor teoretic posibile ale produșilor de ardere.

De asemenea în legătură cu fenomenul reducerii în stratul aglomerat, după părerea autorilor, aceasta se desfășoară pe cale indirectă, atunci cînd suma CO_2 și CO rămîne neschimbată.

Reducerea oxizilor de fier direct cu carbon solid este puțin probabilă. Mecanismul, fiind în strînsă legătură cu interdifuziunea reagenților solizi, poate asigura doar o viteză redusă a procesului, ceea într-un interval de timp foarte restrîns interacțiunea în stratul aglomerat se reduce la imposibilitatea reducerii directe.

Se urmărește raportul dintre conținutul de cocs și formarea aglomeratului. Astfel, un consum de 3,4 % mărunt de cocs a creat un prag de aglomerare de o consistență foarte slabă ($\Sigma O = 0{,}28$).

Cu creșterea cocsului pînă la 3,85 %, deși s-a constatat o mai bună funcționare a zonei de reducere, încă nu s-a putut stabili un aglomerat suficient de stabil ($\Sigma 0 = 0{,}89\%$).

La o mărire a procentului de cocs în încărcătură pînă la 5,2 s-a observat o mai bună funcționare a reductibilității ($\Sigma O = 3{,}05$) avînd consecință directă asupra fuzibilității, aglomeratul devenind mult mai rezistent.

În condițiile unor minereuri care în timpul procesului disociază hidrați și carbonați, se întîmpină greutăți în dezvoltarea proceselor de reducere indirectă a minereurilor de fier.

Controlul continuu al compoziției fazei gazoase reprezintă un mijloc destul de obiectiv și operativ pentru realizarea reglării calorice a procesului de aglomerare fie prin schimbarea cantității de combustibil fie prin schimbarea intensității aprinderii. Un control permanent al compoziției fazei gazoase, concomitent cu determinarea continuă a umidității încărcăturii, îngăduie a rezolva problema automatizării procesului de sinterizare.

M. Ispas

După A.A. Sigov și V. A. Șurhal, „Izvestia vissih ucebnih zavedenii", Ciornaia Metallurghia, 1962, nr. 6, p. 26.

Determinarea incluziunilor nemetalice stabile în fontele cenușii

Incluziunile nemetalice în oțeluri și fonte sînt corpuri eterogene care dăunează uniformității structurii metalului. De aceea ele sînt întotdeauna de nedorit. În studiul elaborării și transformării oțelului și fontei, separarea incluziunilor de oxizi și determinarea compoziției lor constituie o contribuție importantă.

Incluziunile sînt una dintre cauzele fragilității oțelului la rece sau la cald, ele micșorează de obicei proprietățile mecanice ale metalului și scad rezistența chimică formînd cu metalul elemente galvanice de coroziune care duc la coroziunea electrochimică.

În ceea ce privește fontele și în special fontele cenușii cu un conținut mai ridicat de carbon grafitic, influența dăunătoare a incluziunilor este mai greu perceptibilă. Aceasta se datorește grafitului care acționează asupra proprietăților fontei identic cu incluziunile.

Incluziunile nemetalice solide se pot clasifica după compoziția lor chimică în sulfuri, oxizi, nitruri etc.

Din punct de vedere mineralogic, incluziunile nemetalice se împart în oxizi simpli, spineli, silicați amorfi, silicați cristalini, sulfuri, nitruri etc.

Din punct de vedere al solubilității lor în reactivi, pentru a putea fi analizate, incluziunile sînt stabile și instabile. Incluziunile instabile sînt solubile în acizi diluați cu concentrație de 10 %, cele stabile rămîn nedizolvate chiar după dizolvarea carburilor.

Metodele de analiză ale incluziunilor sînt : metode metalografice, metode chimice și metode electrolitice. Desigur, fiecare metodă de analiză are anumite limite de aplicabilitate și alegerea unei metode este în funcție de felul oțelului sau al fontei respective cît și de caracterul incluziunilor.

Metodele metalografice studiază incluziunile pe probe în secțiune șlefuită. Metoda prezintă avantajul rapidității și al determinării repartiției incluziunilor în fonte și oțeluri. Nu se obțin însă rezultate cantitative.

Metodele chimice sau cele electrochimice separă întîi incluziunile din oţeluri sau fonte, apoi acestea sînt supuse studiului microscopic şi analizei chimice cantitative. Se stabilesc astfel natura şi compoziţia incluziunilor.

Metodele chimice de analiză a incluziunilor se bazează pe solubilitatea diferită a oţelului sau fontei şi a incluziunilor nemetalice în diferite substanţe.

După procedeul de separare a incluziunilor din metal, I. A. Kliacikov şi colaboratorii [1] împart aceste metode în metode acide, metode cu halogenare şi metode de înlocuire.

Dintre metodele chimice actuale, ale căror prime aplicaţii sînt mai vechi, se află metoda cu clor utilizată în anul 1825 de Oersted, metoda cu iod în soluţie apoasă folosită de Eggertz din anul 1868 (care a folosit de asemenea, primul, separarea cu acid clorhidric diluat), metoda cu iod în soluţie alcoolică ale cărei începuturi datează din anul 1927.

Diverse cercetări pentru separarea incluziunilor pe cale chimică au folosit soluţii apoase de brom şi bromuri, metode de dizolvare în soluţii saline, cuprice sau mercurice.

Separarea incluziunilor de oxizi prin metoda cu soluţie alcoolică anhidră de iod a fost utilizată în special pentru oţeluri cu carbon ($C < 0,7\%$) cît şi pentru oţelurile de construcţie.

După dizolvarea probei în soluţie alcoolică de iod, reziduul nu conţine decît incluziuni de oxizi. Totuşi dacă oţelul conţine aluminiu sau siliciu, reziduul trebuie tratat pentru eliminarea nitrurilor de aluminiu eventual prezente cît şi pentru silicea şi alumina adsorbite de carbonul din carburile descompuse.

Altă metodă chimică este metoda Gotta, utilizată la determinarea oxigenului total din oţeluri. Acest procedeu se bazează pe cementarea oţelului de aluminiu. Principiul acestei metode constă în introducerea aluminiului în oţel prin difuzie şi transformarea oxigenului legat sub formă de oxizi în alumină. Dozarea aluminei în oţelul astfel tratat indică oxigenul total corespunzător metalului.

Pentru determinarea oxigenului total se mai foloseşte metoda cu topire reducătoare în vid la o temperatură de 1600°C.

Primele începuturi de separare a incluziunilor prin metoda electrolitică sînt contemporane cu metoda cu soluţii de iod.

Metodele electrolitice au găsit, datorită simplicităţii şi posibilităţii lor de a dizolva cantităţi mari de metal, o mare răspîndire. Ele se bazează pe dizolvarea anodică a probei din oţelul sau fonta studiată.

În trecut s-a folosit această metodă la dizolvarea oţelurilor în mediu acid. Acidul clorhidric însă nu reprezintă electrolitul cel mai indicat dat fiind că de multe ori dizolvă şi o parte din incluziunile nemetalice.

Pentru izolarea incluziunilor nemetalice din oţeluri şi fonte, metoda cea mai indicată şi prin urmare cea mai des întrebuinţată este metoda electrolitică cu saruri.

Unul dintre procedeele amintite în literatură foloseşte separarea reziduului primar pe cale electrolitică urmată de separarea incluziunilor de oxizi prin metoda cu iod în soluţie apoasă.

În principiu, proba este dizolvată la anod într-un electrolit pe bază de bromură de potasiu care scade tensiunea de dizolvare a metalului sub tensiunea de degajare a oxigenului. Fierul trece în stare ionică Fe^{++}, aflîndu-se sub formă de complex datorită citratului de sodiu de asemenea prezent în soluţia anodică. Incluziunile nemetalice nu sînt atacate şi rămîn în reziduu.

În literatură se indică diverse variante ale metodei electrolitice ce folosesc ca electrolit soluţii de sulfat de fier. În forma ei iniţială această metodă constă în dizolvarea oţelului într-un electrolit format dintr-o soluţie de 3% $FeSO_4$ + 1% NaCl. Proba de oţel de 50 g greutate a fost introdusă într-un săculeţ de colodiu. Săculeţul este fixat cu ajutorul unei sîrme de platină de o bară de cupru care serveşte drept anod în timpul electrolizei.

În aceste condiţii de lucru se formau însă săruri de fier bazice care impurificau mult incluziunile. Pentru îndepărtarea acestor săruri s-a adăugat electrolitului o soluţie de acid citric de 0,1%. În acest sens s-au făcut diverse cercetări pentru a studia eficacitatea acidului citric şi a acidului tartric. Electrolitul rămîne limpede timp de 24 ore (durata electrolizei depinde de materialul studiat), pH-ul variază între limitele 4,5—6,8, asigurîndu-se astfel condiţia de neutralitate necesară bunului mers al electrolizei. Se obţine o separare completă a oxidului de fier cît şi a combinaţiilor sulfuroase. Astfel după metoda Leve, Şapiro şi Cebotkevici se separă complet sulfurile, FeO liber şi alte incluziuni puţin stabile.

Cercetătorii au folosit această metodă pentru analiza incluziunilor din fierul Armco, din oţelul de transformator din oţelul carbon, cît şi din oţelurile care conţin crom, titan, molibden. Metoda este însă inaplicabilă pentru oţelurile cu conţinut ridicat de crom, de tipul oţelului inoxidabil. După datele altor cercetători, prin această metodă nu se poate determina oxidul manganos liber. Pentru a separa incluziunile din oţelurile aliate cu cupru, în locul catodului de cupru se foloseşte un catod de fier. După cum arată rezultatele cercetărilor, incluziunile de sulfură de cupru şi oxid cupros nu se descompun în acest caz.

Lukaşevici-Duvanova [2] au propus folosirea unor probe de dimensiuni mai mari, respectiv de 120/15/15 mm deoarece acestea nefiind scufundate complet în electrolit permit înlocuirea sîrmei de platină — cu care se leagă probele — cu sîrma de cupru. Totodată folosindu-se probe mai mari, procesul de electroliză decurge în bune condiţii la densităţi mici de curent, evitîndu-se astfel o încălzire a electrolitului.

Lukaşevici-Duvanova [2] au propus pentru prima dată folosirea unui electrolit din sulfat feros şi tartrat dublu de sodiu şi potasiu (sare Seignette), electroliza decurgînd în condiţii optime. Compoziţia electrolitului a fost următoarea: 3% $FeSO_4 . 7H_2O + 1\% NaCl + 0,2\%$ KNa $C_4H_4O_6$.

Determinarea cantitativă a incluziunilor în depunerea obţinută se poate efectua numai după dezagregarea completă a carburilor. Rezultatele cele mai bune se obţin prin oxidare cu acid azotic. Întrebuinţarea acizilor sau a altor oxidanţi duce numai la o dizolvare parţială a incluziunilor.

N. F. Leve a propus oxidarea carburilor cu persulfat de amoniu în mediu de acid citric. Dar şi în aceste condiţii are loc numai o dizolvare parţială a incluziunilor.

Pentru determinarea incluziunilor stabile, carburile se oxidează cu acid azotic sau sulfuric.

I. A. Kliacikov, A. G. Atlasov şi M. Şapiro [1] s-au ocupat de analiza incluziunilor nemetalice din fontă. Ei au arătat că din studiul metodelor de analiză a incluziunilor nemetalice din oţel s-a văzut că reziduul de la electroliză conţine, pe lîngă incluziuni nemetalice, carburi şi acid silicic amorf care se formează prin oxidarea siliciului la anod. Cu cît sînt mai multe carburi în oţel şi cu cît este mai mare conţinutul de siliciu, cu atît mai dificilă este obţinerea unui reziduu pur de incluziuni nemetalice.

Din fontă, în prezenţa unei cantităţi mari de carbon, carburi şi siliciu, este foarte greu să se obţină un reziduu pur. Dificultatea este cauzată în special de necesitatea de a dizolva tot acidul silicic amorf care s-a format, fără să se descompună incluziunile de silicaţi. La analiză este necesar să se ţină seama că grafitul din fontă, ce are proprietatea de a adsorbi acidul silicic amorf şi fierul din electroliţi, nu se dizolvă prin tratamentul aplicat pentru descompunerea carburilor, ceea ce poate constitui de asemenea o sursă de erori. Fosfurile şi sulfurile din reziduul electrolitic din fontă nu împiedică separarea incluziunilor de oxizi deoarece se dizolvă uşor în acizi diluaţi.

Dintre lucrările existente cu privire la analiza incluziunilor nemetalice din fonte, trebuie citată lucrarea lui Filipov şi Arsentiev [5] care au făcut pentru prima dată analiza cantitativă a incluziunilor de oxizi din fontă şi au arătat caracteristica petrografică a acestora.

Metoda de analiză a incluziunilor nemetalice stabile din fontele cenuşii. Metodele de determinare a incluziunilor nemetalice din fonte şi oţeluri propuse mai sus au fost adaptate condiţiilor existente la noi.

Descrierea aparaturii. Ca electrolit se foloseşte o soluţie de săruri cu următoarea compoziţie: 3% $FeSO_4 . 7H_2O$ (sulfat feros) + 1% NaCl (clorură de sodiu) + $KNaC_4H_4O_6$ (sare Seignette), pH-ul soluţiei fiind circa 7. Densitatea de curent: 0,1 A/cm^2. Durata electrolizei este de 30 ore.

Epruvetele folosite au fost de formă cilindrică avînd lungimea de 100 mm şi diametrul de 9 mm. Greutatea lor este de cca. 46 g.

Aparatura constă dintr-o baie de electroliză care este o cuvă din cupru ce are totodată şi rolul de catod. Capacitatea băii este de 15 l. În baie se pot introduce deodată 5 epruvete. Se lucrează cu apă de la reţea. Baia de cupru este aşezată pe un suport de lemn.

Curentul este condus spre epruvete printr-o bară de cupru care se fixează în mijlocul băii, în lungul ei. Baia se alimentează din reţeaua de curent alternativ printr-un redresor cu seleniu cu intensitate şi tensiune reglabilă (45 V, 10A). Pentru o reglare mai fină a curentului s-a introdus în circuit un reostat.

Epruvetele se atîrnă de bara de cupru a cuvei cu sîrmă de cupru şi se introduc fiecare într-un săculeţ de colodiu. Astfel se realizează şi separarea spaţiului catodic de cel anodic (săculeţul de colodiu avînd rolul de membrană semipermeabilă).

Schema instalaţiei este redată în figura 1.

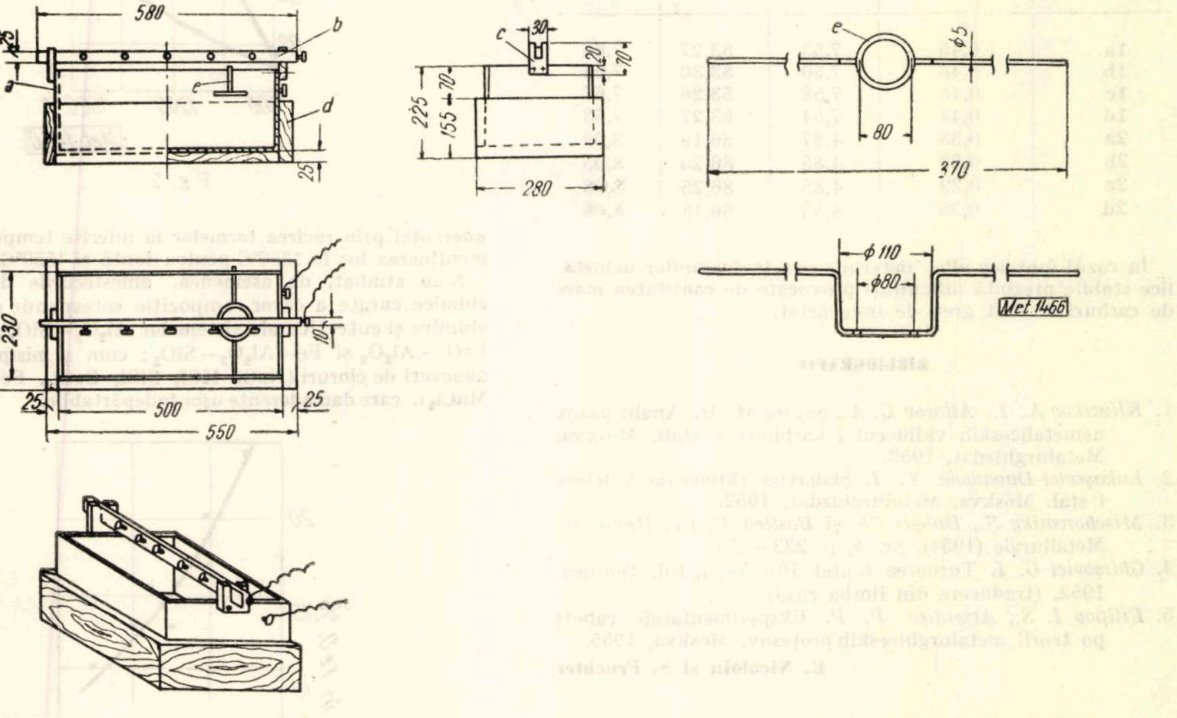


Fig. 1

Săculeţii de colodiu se prepară în felul următor : un pahar cu fund rotund se umple cu 10—15 cm³ soluţie de colodiu 10 %, se umezesc pereţii paharului iar excesul de colodiu rămas se îndepărtează. După aceea se roteşte paharul pînă ce se formează o pojghiţă de colodiu de grosime uniformă pe tot peretele. Se desface cu unghia pojghiţa de la marginea paharului, se scoate cu mare atenţie şi marginea săculeţului se lipeşte de suportul de sticlă. Apoi săculeţii se umplu cu electrolit. Suportul de sticlă se reazimă cu ajutorul piciorușelor de sticlă de marginea cuvei.

Prin centrul inelului se introduce epruveta respectivă care este astfel cufundată în electrolit. Înălţimea porţiunii din săculeţul în care se găseşte epruveta şi care nu este cufundată în electrolit trebuie să fie de 1—1,5 cm. Între săculeţi şi peretele băii trebuie să fie o distanţă de 4—5 cm. Dacă distanţa este mai mică, în jurul epruvetei se pot forma vîrtejuri care provoacă pasivizarea anodului şi dizolvarea epruvetei se poate întrerupe.

Modul de lucru. Înaintea dizolvării, epruveta se spală în alcool şi eter. Se cîntăreşte, fără sîrmă, şi înainte şi după electroliză, cu exactitate pînă la 0,01 g.

În timpul electrolizei, reziduul care aderă pe probă se curăţă din cînd în cînd manual pentru a evita pasivizarea epruvetei. El cade în săculeţ. La terminarea electrolizei se scot epruvetele (fără să se întrerupă curentul) şi se curăţă reziduul (format din toţi componenţii nemetalici ai fontei) de pe fiecare epruvetă într-un mojar de agat cu ajutorul unei baghete de sticlă cu cauciuc. Apoi se trece totul într-un pahar cu capacitatea de 600—800 ml. În acelaşi pahar se introduce şi precipitatul din săculeţul epruvetei respective. Săculeţul se rupe cu atenţie cu ajutorul unei baghete de sticlă şi tot conţinutul se spală cu apă în pahar ; după spălare, bucăţile săculeţului se aruncă.

Întreaga suprafaţă a porţiunii nedizolvate a epruvetei se spală cu atenţie cu apă, spălarea epruvetei se face în acelaşi pahar. Epruveta curăţată se spală în alcool, se usucă şi apoi se cîntăreşte. Diferenţa dintre greutatea epruvetei înainte şi după electroliză este greutatea fontei dizolvate.

Reziduul din pahar, obţinut mai sus, a fost mojarat umed şi trecut într-un pahar de laborator. Se adaugă 300 ml soluţie de acid citric 2 % (sau citrat de sodiu). Se foloseşte acid citric sau citrat de sodiu pentru a dizolva sărurile de fier incluse în reziduu. Amestecul se lasă în repaus timp de 24 ore pentru ca reziduul să decanteze complet. După acest timp soluţia de deasupra reziduului se sifonează într-un alt pahar. Apoi se adaugă reziduului din nou 300 ml soluţie de acid citric 2 %. Această operaţie se repetă de mai multe ori, lăsîndu-se de fiecare dată suspensia în repaus 24 ore pînă ce s-a curăţat complet de electrolit.

Pentru îndepărtarea acidului silicic coloidal se tratează reziduul cu 200 ml soluţie 5 % de hidroxid de sodiu în prezenţa citratului de sodiu. Apoi amestecul se menţine timp de o oră la 80°C, se lasă să se răcească timp de 2—3 ore şi se separă soluţia de sodă prin decantare. Şi această operaţie se repetă de cîteva ori pentru a dizolva cantitativ acidul silicic.

Incluziunile instabile nu se pot determina cu ajutorul acestei metode deoarece ele se distrug parţial la tratarea reziduului cu hidroxid de sodiu.

Reziduul se tratează din nou cu soluţie de acid citric şi după 24 ore se filtrează. Se spală paharul şi filtrul cu apă acidulată cu acid citric. Apoi se spală filtrul cu multă apă pentru îndepărtarea completă a acidului silicic.

Pentru descompunerea completă a carburilor, sulfurilor şi fosfurilor se tratează de cîteva ori reziduul liber de acid silicic coloidal cu acid azotic 10 %. Apoi se spală reziduul cu apă distilată pînă ce nu au mai rămas urme de săruri de fier. Filtratul se calcinează apoi în creuzet de porţelan la temperatura de 600—700°C. Prin diferenţă se poate calcula cantitatea totală de incluziuni.

Pentru a determina compoziţia chimică a incluziunilor, reziduul calcinat se topeşte cu bisulfat de potasiu. Topitura se reia cu acid clorhidric diluat. Determinarea diferitelor elemente se face folosind metodele de analiză curente şi apoi se calculează după formulele cunoscute ale compușilor chimici respectivi.

Din tabela 1 se observă că lucrîndu-se cu mai multe probe paralele din aceeași șarjă de fontă cenușie, eroarea la aceste determinări nu depășește 1 %, ceea ce este suficient pentru a considera că rezultatele obținuet sînt satisfăcătoare.

Tabela 1

Nr. probei	Cantitatea totală de incluziuni nemetalice stabile %	Compoziția chimică, %		
		SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3
1a	0,45	7,53	83,27	7,66
1b	0,46	7,50	83,30	7,64
1c	0,45	7,58	83,26	7,67
1d	0,44	7,54	83,27	7,63
2a	0,33	4,87	86,19	8,04
2b	0,33	4,85	86,20	8,05
2c	0,32	4,85	86,25	8,08
2d	0,35	4,83	86,18	8,06

În cazul fontelor albe, determinarea incluziunilor nemetalice stabile prezintă dificultăți provocate de cantitatea mare de carburi ce sînt greu de îndepărtat.

BIBLIOGRAFIE

1. *Kliacikov A. I.*, *Allasov G. A.*, *Șapiro M. M.* Analiz gazov nemetaliceskih vkliuceni i karbidov v stali. Moskva, Metalurghizdat, 1953.
2. *Lukașevici-Duvanova T. I.* Șlabovîie vkliucenia v jeleze i stal. Moskva, Metalurghizdat, 1952.
3. *Mischonsniky S.*, *Dubois Ch.* și *Bastieu P.* In : Revue de Métallurgie (1954), nr. 4, p. 233–254.
4. *Ghirșovici G. I.* Turnarea fontei. București, Ed. Tehnică, 1952, (traducere din limba rusă).
5. *Filipov I. S.*, *Arsentiev P. P.* Eksperimentalnîe raboti po teorii metalurghiceskih proțesov. Moskva, 1955.

E. Nicoloiu și S. Fruchter

Legătura dintre aderență și piesa turnată de K. I. Vascenko S. P. Doroșenko. În : Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1962, p. 24–26.

Cauzele formării aderenței, cu tot numărul mare de cercetări intreprinse în acest domeniu, au rămas neclare datorită studierii insuficiente a legăturii dintre natura aderenței, metal și temperatura de formare a aderenței.

Unii autori consideră această legătură ca formare a silicaților de fier, mai ales a faialitei, ceea ce conform teoriei corespondenței orientative nu se verifică deoarece rețeaua cristalină a faialitei, fierului și oxizilor de fier este diferită.

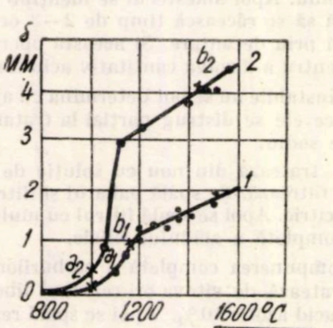


Fig. 1

S-a stabilit, de asemenea, că formarea silicaților la suprafața formelor din amestec de nisip-argilă este neînsemnată. Alții consideră că formarea aderenței chimice este posibilă și prin oxidarea metalului la temperaturi relativ joase.

Pentru clarificarea cauzelor legăturii dintre aderență și piesa turnată s-au făcut experiențe în intervalul de temperatură 600 – 1600°C. S-au studiat variația grosimii și naturii stratului de aderență și limitele de temperatură ale formării

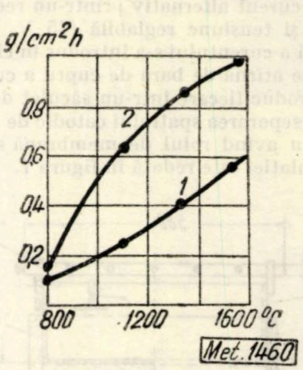


Fig. 2

aderenței prin răcirea formelor la diferite temperaturi, după menținerea lor la 1350°C pentru fontă și 1550°C pentru oțel.

S-au studiat, de asemenea, amestecurile din substanțe chimice curate a căror compoziție corespunde combinațiilor chimice și eutectice ale sistemelor $Al_2O_3-SiO_2$; $FeO-SiO_2$; $FeO-Al_2O_3$ și $Fe-Al_2O_3-SiO_2$; cum și nisipurile fine cu adaosuri de cloruri ($NaCl$, KCl, $SiCl$, $BaCl_2$, $FeCl_2$, $CaCl_2$ și $MnCl_2$), care dau aderențe ușor îndepărtabile.

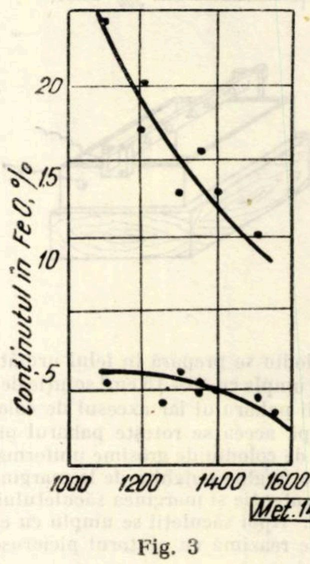


Fig. 3

Structura aderenței a fost studiată cu microscopul binocular, iar compoziția fizică prin analiză röntgenografică. În figura 1 este reprezentată variația grosimii stratului intermediar în funcție de temperatură (curba 1 pentru fontă, curba 2 pentru oțel), în condițiile folosirii amestecului: nisip 90%, argilă 10%, apă 5%. După cum se vede, pînă la 1000°C, mersul ambelor curbe este asemănător (punctele a_1 și a_2), stratul intermediar prezentîndu-se ca grăunți mici separați pe suprafața metalului oxidat. La aceste temperaturi, legătura stratului intermediar cu metalul este analogă cu adeziunea emailului la metal.

Studiul amănunțit al oxidării fierului solid arată că stratul intermediar se compune din FeO la suprafața metalului, Fe_3O_4 stratul mijlociu și Fe_2O_3 la exterior.

Peste 1000° grosimea stratului intermediar crește brusc, mai ales la oțel, ceea ce explică tendința sa de oxidare mai mare.

La temperaturi mai mari, pînă la temperatura solidus (punctele b_1 și b_2), legătura stratului intermediar cu metalul tot nu se observă decît la un contact îndelungat.

Figura 2 prezintă pierderea în greutate a probelor de fontă (1) şi oţel (2) funcţie de temperatură, iar figura 3, schimbarea conţinutului mediu de oxizi de fier în stratul intermediar pentru fontă (1) şi oţel (2).

La temperaturi mai mari decît temperatura solidus se observă o legătură intimă a stratului intermediar cu metalul — aderenţă. La aceste temperaturi, cea mai importantă parte a stratului intermediar este lichidă, ceea ce permite să se presupună că metalul lichid oxidat şi stratul intermediar formează o soluţie care, după solidificare, constituie legătura dintre metal şi stratul intermediar; legătura o constituie oxizii de fier ce pătrund în amestecul de formare.

În absenţa condiţiilor de oxidare a fierului, legătura stratului intermediar cu metalul nu se observă.

Experienţele efectuate au permis să se stabilească, de asemenea, temperaturile la care se formează aderenţa. La turnarea metalului în formă şi la răcirea sa ulterioară, sub temperatura solidus, se formează oxizi de fier care pătrund în amestecul de formare şi reacţionează cu el, formînd legături solide între metal şi amestec. Cu cît această pătrundere este mai adîncă şi la temperatură mai mare decît linia solidus, cu atît legăturile sînt mai puternice.

La răcirea sub temperatura solidus, oxidarea continuă, oxizii reacţionează cu amestecul de formare şi dau silicaţi uşor fuzibili. Îngroşarea aderenţei este întreruptă sub temperatura de topire a eutecticului uşor fuzibil cu formarea sistemului „amestec de formare — oxizii metalului"; acest mecanism de formare a aderenţei este confirmat şi la răcirea probelor în apă, la diferite temperaturi.

S-a observat că creşterea Al_2O_3 în amestecul de formare duce la mărirea aderenţei, datorită formării spinelilor.

Astfel, pentru obţinerea pieselor turnate cu suprafaţă curată se impune fie folosirea materialelor refractare neutre, fie preîntîmpinarea oxidării metalului, fie înlăturarea posibilităţii pătrunderii oxizilor în formă.

Experienţele au arătat că nisipul cuarţos curat are o stabilitate suficientă şi nu aderă la priză.

Adaosul de nisip cuarţos necesar amestecului pentru obţinerea unei suprafeţe curate se determină cu formula:

$$S_1 : S_2 \times 100\%,$$

unde S_1 este suprafaţa specifică a nisipului cuarţos iniţial, cm^2/g; S_2 — suprafaţa specifică a adaosului, cm^2/g.

Cu cît suprafaţa specifică a silicei este mai mare, cu atît este mai mică cantitatea necesară adăugării amestecului pentru obţinerea pieselor cu suprafaţă curată.

Formele din 90% nisip cuarţos cu adaos de 10% nisip fin amestecate şi 2% leşie sulfitică au dat piese cu suprafaţă perfect curată. Rezultate asemănătoare se obţin din vopsea din nisip fin măcinat.

Influenţa pozitivă a nisipului măcinat fin este probabil legată de scăderea temperaturii de aglomerare a amestecului, care formează astfel scoarţe uşor îndepărtabile de pe suprafaţa piesei. Scăderea temperaturii de aglomerare poate fi realizată şi cu ajutorul unor adaosuri speciale.

S-a constatat că adaugarea unor cloruri (KCl, NaCl, $BaCl_2$, $CaCl_2$, $FeCl_2$, $MnCl_2$) în cantitate de cîteva procente dau, la fonte, aderenţe uşor de îndepărtat.

Influenţa nitrurii de aluminiu asupra forjeabilităţii oţelurilor de P. Bastien şi Ph. Portevin. În: La Technique moderne nr. 8, 1962.

Pentru a se studia inflenţa nitrurii de aluminiu asupra forjeabilităţii oţelurilor s-au efectuat încercări cu o serie de oţeluri cu 0,35% C, 0,24% Si şi 0,9% Mn elaborate în cuptoare încălzite cu curenţi de înaltă frecvenţă şi cu un conţinut de aluminiu de la 0,0045% (1) pînă la 0,090% (7). S-a studiat de asemenea şi un oţel cu 0,25% C,0,12% Si, 0,62% Mn şi 0,062% Al care prezintă o accentuată fragilitate la cald.

Comportarea acestor oţeluri între 700 şi 1200°C a fost pusă în evidenţă prin încercări la tracţiune şi la tensiune, în atmosferă controlată, pentru un interval larg de viteze de deformare (figurile 1, 2, 3 şi 4).

Din rezultatele obţinute se constată că:

— în cazul unui conţinut suficient de aluminiu, oţelurile studiate prezintă un interval de scădere a plasticităţii

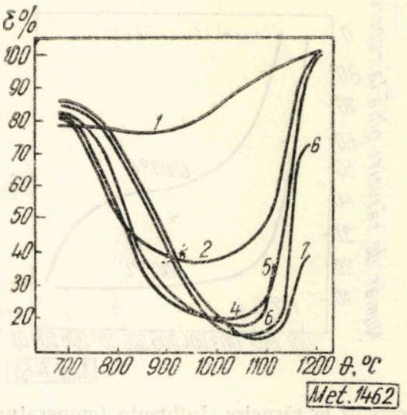


Fig. 1. Încercări la tracţiune. Variaţia stricţiunii cu temperatura şi conţinutul de aluminiu pentru o viteză de tracţiune de 1 mm/min.

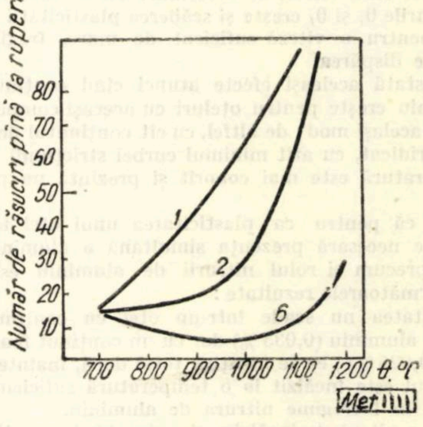


Fig. 2. Încercări de răsucire. Influenţa temperaturii şi a conţinutului de aluminiu asupra numărului de răsucire pînă la rupere pentru o viteză de deformare de 4 răsuciri/min.

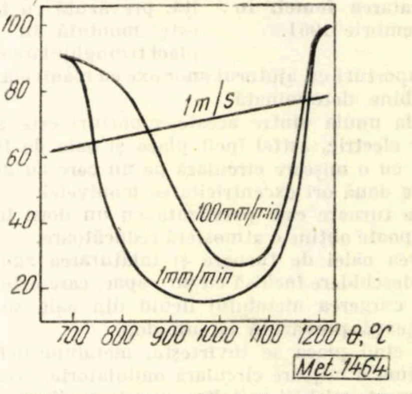


Fig. 3. Încercări la tracţiune. Variaţia stricţiunii cu temperatura şi viteza de tracţiune.

între temperaturile θ_i şi θ_f pentru o temperatură mai scăzută decît θ_i care coincide cu punctul Ac_1(720)°C şi pentru o temperatură mai mare decît θ_f situat la 1150 — 1200°C, plasticitatea oţelului este regăsită, afară de cazul temperaturii θ_f în cazul conţinuturilor foarte ridicate de aluminiu;

— temperaturile θ_i şi θ_f cresc pe măsură ce se lungeşte durata de încălzire şi, în special, timpul de menţinere la temperatura de încercare; minimul de plasticitate coboară şi se deplasează către temperaturile înalte;

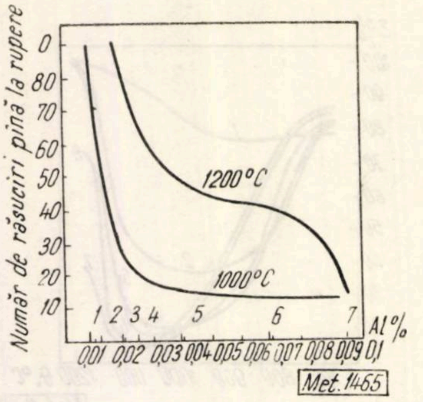


Fig. 4. Încercări la răsucire. Influenţa temperaturii şi a conţinutului de aluminiu asupra numărului de răsucire pînă la rupere pentru o viteză de răsucire de 18 răsuciri/min.

— atunci cînd viteza de deformare scade, intervalul între temperaturile θ_i şi θ_f creşte şi scăderea plasticităţii se accentuează; pentru o viteză suficient de mare, fragilitatea la cald poate dispărea.

Se constată aceleaşi efecte atunci cînd conţinutul total de aluminiu creşte pentru oţeluri cu aceeaşi compoziţie, elaborate în acelaşi mod; de altfel, cu cît conţinutul de aluminiu este mai ridicat, cu atît minimul curbei stricţiunii în funcţie de temperatură este mai coborît şi prezintă un palier mai întins.

Faptul că pentru ca plasticitatea unui oţel la cald să scadă este necesară prezenţa simultană a aluminiului şi a azotului precum şi rolul nitrurii de aluminiu este confirmat de următoarele rezultate:

Plasticitatea nu scade într-un oţel cu conţinut relativ ridicat de aluminiu (0,033 %) dar cu un conţinut foarte scăzut de azot (0,025 %); ea se menţine total dacă, înainte de încercare, oţelul este încălzit la o temperatură suficientă pentru a dizolva în întregime nitrura de aluminiu.

Pentru o viteză de încălzire şi o durată de menţinere date există o relaţie liniară între forjeabilitate şi logaritmul produsului de aluminiu solubil şi azot solubil.

Oală de turnare cu agitaţie pentru tratarea fontei. În: VDI, noiembrie 1961.

O oală de turnare obişnuită, prevăzută cu trei mînere, este montată în golul unei plăci triunghiulare care se sprijină pe suporturi cu ajutorul unor axe cu manivelă cu o excentricitate bine determinată.

Manivela unuia dintre aceste suporturi este activată de un motor electric, astfel încît placa şi oala de turnare sînt antrenate cu o mişcare circulară pe un cerc cu un diametru egal cu de două ori excentricitatea manivelei.

Oala de turnare este prevăzută cu un dorn în interiorul căruia se poate obţine o atmosferă reducătoare.

Umplerea oalei de turnare şi înlăturarea zgurei se face printr-o deschidere închisă cu un capac, care este prevăzută în dorn; curgerea metalului lichid din oală se efectuează printr-o ţeavă prevăzută cu un dop.

Atunci cînd placa se învîrteşte, metalului lichid din oală i se imprimă o mişcare circulară ondulatorie, ceea ce contribuie la amestecul băii metalice cu adaosurile de afinare sau aliere.

Astfel, dacă se adaugă în baia de fontă lichid care conţine 0,05 — 0,20 % sulf, 1 — 1,5 %sodă calcinată sau 0,3 — 0,5 % carbură de calciu (CaC_2), se poate obţine prin acest procedeu o desulfurare de 85 %.

Tratarea cu carbură de calciu este mai costisitoare dar prezintă mai multe avantaje, în special acela de a produce o reacţie exotermică, care în timpul tratamentului compensează în oarecare măsură răcirea băii, astfel încît temperatura acesteia nu scade decît cu 20°C.

Dacă în oala de turnare care se roteşte se insuflă oxigen se pot elimina aproape complet siliciul, vanadiul sau fosforul, fără a scădea sensibil conţinutul de carbon. Pentru acest tratament se folosesc oale de turnare aşezate pe o platformă curbată în formă de potcoavă, ceea ce permite o rotire de 360° a oalei în plan orizontal. În prezent se efectuează încercări pentru a folosi această oală ca convertizor în oţelării.

Tratament termic al tablei de oţel cu conţinut redus de carbon. În: La Technique moderne, nr. 8, 1962.

În Anglia s-a elaborat un nou procedeu prin care recoacerea tablelor din oţel cu conţinut redus de carbon se poate efectua într-un timp mai scurt, cu un preţ de cost redus, şi ale cărui instalaţii ocupă o treime din cele ocupate de instalaţiile necesare procedeului clasic.

Folosind acest procedeu se poate obţine o gamă largă de calităţi ale tablei, pornindu-se de la acelaşi oţel; acest procedeu poate fi folosit şi pentru oţelurile inoxidabile sau cele cu conţinut ridicat de carbon, pentru orice grosime de tablă mai mare de 0,10 mm.

Durata de încălzire şi răcire este de 5 s după care tabla înfăşurată este menţinută timp de 30 min la o temperatură de 200—300°C; tabla este scoasă din cuptor la această temperatură.

Pentru recoacere, banda de tablă este preîncălzită într-o conductă care conţine un aliaj de plumb şi de bismut, apoi este încălzită într-un cuptor electric pînă la 700°C şi răcită brusc pînă la 300°C într-o altă conductă care conţine aliaj de plumb şi de bismut. Căldura acumulată la răcire poate fi recuperată, pentru preîncălzirea tablei, prin circulaţia unui aliaj în stare lichidă, cu ajutorul unei pompe electromagnetice. Pentru ca aliajul de plumb să nu adere pe tablă, ceea ce nu se întîmplă decît atunci cînd suprafaţa aliajului se oxidează, se folosesc conducte etanşe, umplute cu un amestec special de azot şi oxigen, de hidrogen şi apă în cantităţi special dozate.

Acest procedeu poate fi aplicat şi pentru recoacerea tablei de aluminiu folosind mercur în loc de aliaj de plumb.

Cuptor pentru tratamente termice încălzit prin fluidizare. În: La Technique moderne, nr 6, 1962.

Într-un astfel de cuptor de tratament termic se realizează o încălzire cu ajutorul unui curent de aer sau al unei atmosfere care să conţină particule de materiale refractare, încălzite la temperaturi foarte înalte, şi care sînt antrenate cu mare turbulenţă. Aceste particule solide (silice sau aluminiu) au aceleaşi proprietăţi fizice şi termice ca acelea care caracterizează un fluid lichid. Principiul constructiv al unui cuptor de tratament termic încălzit prin fluidizare este arătat în figura 1. Încălzirea are loc prin rezistenţele

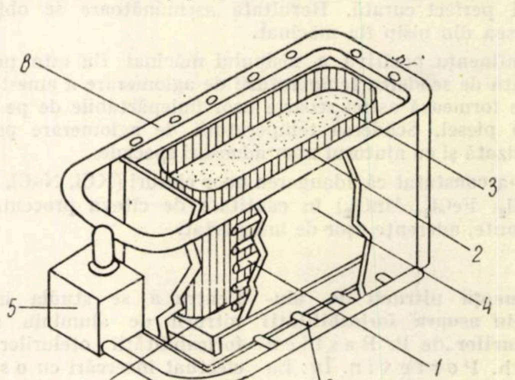


Fig. 1. Schema de principiu a unui cuptor pentru tratamente termice, cu încălzire prin fluidizare.

electrice 1 care înconjoară spaţiul 2, în care se află patul fluidizat 3, în interiorul unui înveliş izolant 4. Aerul (sau atmosfera utilizată) este refulat de către un compresor (sau ventilator) 5, distribuit prin canalele 6 în fundul permeabil 7 al cuptorului şi apoi recuperat prin canalele 8 prevăzute cu gură de aspiraţie.

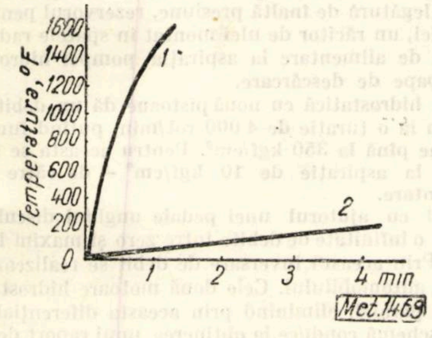


Fig. 2. Viteza de încălzire a unei bare de cupru de 25 mm diametru şi 152 mm lungime :
1 – prin fluidizare ; *2* – prin convecţie.

Unul dintre principalele avantaje ale acestui cuptor este o încălzire extrem de rapidă. În figura 2 sînt reprezentate curbele vitezei de încălzire a unei bare de cupru prin acest procedeu şi, în mod obişnuit, prin convecţie.

Un alt avantaj al acestui procedeu de încălzire este acela că se elimină gradientul de temperatură în mediul încălzit. Flambajul pieselor cu lungime mare şi secţiune mică este foarte redus. De asemenea, particulele refractare nu aderă pe suprafaţa pieselor tratate.

Prin acest procedeu de încălzire se pot efectua călirea, durcisarea, călirea bainitică, precum şi transformarea izotermică a metalelor.

Măsurarea gradului de umiditate a nisipurilor de turnătorie. În : Metal Industry, august 1962.

Procedeul obişnuit de control al gradului de umiditate a nisipurilor de turnătorie constă în a prelua o probă în fiecare oră şi a determina conţinutul de apă prin diferenţa dintre greutatea iniţială şi greutatea după uscare în cuptor ; pentru a menţine în permanenţă umiditatea necesară se adaugă cantitatea de apă necesară. Acest procedeu prezintă următoarele dezavantaje ;

— un interval prea mare de timp între momentul turnării probei şi determinarea conţinutului de apă ;

— formarea pieselor din ce în ce mai complicate face necesară o reglare mai precisă a umidităţii nisipului (0,05 % pentru o umiditate de 3 %) ;

— masa probei este mult prea mică faţă de cantităţile de nisipuri folosite.

Pentru a se remedia aceste inconveniente, în S.U.A. s-au efectuat încercări pentru obţinerea unei precizii suficiente la determinarea umidităţii unor cantităţi mari de nisipuri de turnătorie. Metoda adoptată constă în introducerea în nisipul de turnătorie a unei surse de neutroni rapizi şi un detector sensibil numai la neutroni termici. Numărul de neutroni lenţi este proporţional cu numărul de protoni de hidrogen ; deoarece hidrogenul provine din apa existentă în nisip, indicaţiile detectorului de neutroni termici arată conţinutul de apă. Experienţele au arătat că astfel se poate măsura umiditatea unei cantităţi de nisip, cuprinse într-o sferă cu 0,9 — 1 m diametru şi că, operînd pe o cantitate corespunzătoare de nisip se realizează o utilizare optimă a neutronilor emişi şi se reduce influenţa materialelor exterioare conţin hidrogen.

S-au obţinut rezultate satisfăcătoare introducînd sistemul de măsurare în pîlnia de cîntărire, care poate conţine o tonă şi jumătate de nisip. Dispozitivul care prezintă maximum de precizie şi citirea cea mai uşoară constă dintr-un contor de impulsuri, care comandă un motor cu viteză constantă, care antrenează acul indicator ; cu cît nisipul este mai uscat cu atît arcul descris de acul indicator va fi mai mare. Cadranul este gradat în procente de umiditate.

Încercările efectuate au arătat că precizia de măsurare este mai mare de 0,25 %, dacă nu se ţine seama de eroarea statistică.

Ca sursă de neutroni s-a folosit plutoniu-beriliu, datorită preţului de cost redus şi duratei mari de viaţă. Detectarea se efectuează cu două contoare proporţionale foarte sensibile BE_3.

Instalaţia realizată arătată în figură se compune din două malaxoare conduse de acelaşi operator şi alimentate din acelaşi depozit ; sistemul de determinare a umidităţii este folosit alternativ pentru unul şi celălalt malaxor. Atunci cînd în pîlnia de cîntărire s-a introdus 1,5 t nisip, jgheabul de umplere este închis şi simultan se acţionează funcţionarea automată a dispozitivului de măsurare a umidităţii. Acul indicator şi contorul de neutroni sînt aduşi la zero şi după o scurtă pauză contorul şi aparatul indicator intră simultan în funcţiune. După ce s-au totalizat 100000 impulsuri, un releu întrerupe motorul care acţionează acul indicator şi acesta indică gradul de umiditate.

Operatorul apasă pe butonul care deschide trecerea nisipului din pîlnie în malaxor. După ce pîlnia se goleşte, se deschide umplerea pîlniei şi se repetă operaţiile. Cîteva secunde după deversarea nisipului în malaxor, contorul acţionează robinetul conductei de apă ; dozarea acesteia pentru stabilirea umidităţii necesare a nisipului se efectuează automat ; se adaugă apoi lianţii necesari.

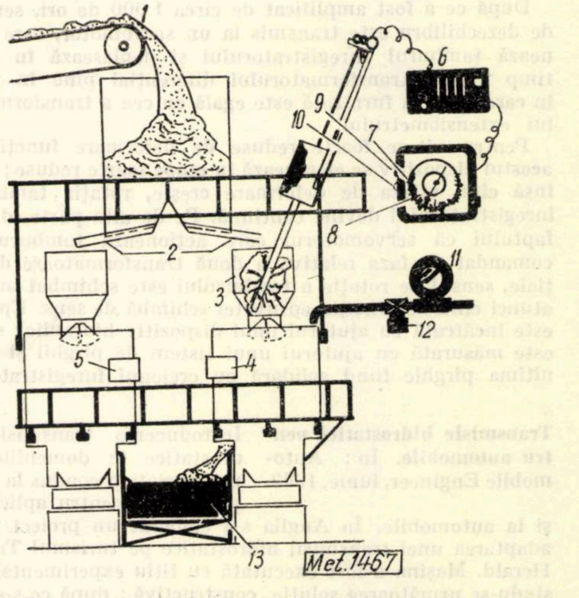


Fig. 1. Reprezentare schematică a unei instalaţii de măsurare a umidităţii nisipului folosind surse de neutroni :
1 – nisip a cărui umiditate nu a fost controlată ; *2* – jgheaburi comandate electric ; *3* – pîlnie de 1,5 t capacitate ; *4*–*5* – malaxor ; *6* – contor de neutroni ; *7* – scală a umidităţii ; *8* – scală a cantităţii de apă necesară ; *9* – lampă roşie (sursa introdusă în nisip) ; *10* – lampă verde (sursa aşezată în ecran) ; *11* – contor de apă ; *12* – supapă acţionată electric ; *13* – transportor (nisip cu umiditate corectată).

S-a constatat că această instalaţie nu este dăunătoare, cu condiţia efectuării unui control frecvent al sursei de neutroni.

Dispozitiv pentru înregistrarea automată a rezultatelor încercărilor de rezistenţă la tracţiune. În : La pratique des industries mécaniques, nr. 7, 1962.

Pentru determinarea, cu ajutorul unui extensiometru, a curbei de variaţie a rezistenţei la tracţiune a unei epruvete este necesar să se întrerupă încărcarea pentru a se efectua citirile şi construirea curbei şi este nevoie de un timp mai lung pentru a obţine rezultate precise. Aceste inconveniente pot fi eliminate prin folosirea unui dispozitiv de înregistrare automat, ca cel arătat în figură, care poate fi adaptat la maşinile de încercat universale cu cadran. Acest dispozitiv cu o mare amplificare şi cu care se poate obţine o precizie mai mare de 0,5 % permite efectuarea încercărilor într-un interval larg de măsuri.

Dispozitivul funcţionează astfel: deformaţia progresivă a epruvetei acţionează asupra unei pîrghii solidare cu exten-

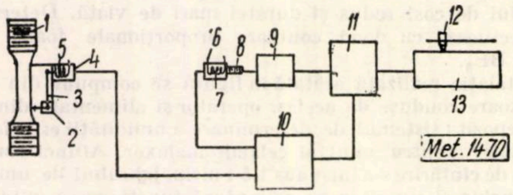


Fig. 1. Schema dispozitivului de înregistrare:

1 – epruvetă, *2* – extensiometru; *3* – pîrghie; *4* – transformator diferenţial; *5* – miez; *6* – transformator diferenţial; *7* – miez; *8* – şurub micrometric; *9* – amplificator; *10* – servomotor reversibil; *11* – selector de amplificare şi deformaţie; *12* – creion solidar cu sarcina; *13* – tamburul înregistratorului.

siometrul, care deplasează miezul unui transformator diferenţial, ceea ce produce o modificare a puterii furnizate de acesta, stricînd echilibrul dintre aceasta şi cea furnizată de un transformator diferenţial analog aşezat în dispozitivul de înregistrare.

După ce a fost amplificat de circa 1 000 de ori, semnalul de dezechilibru este transmis la un servomotor, care antrenează tamburul înregistratorului şi deplasează în acelaşi timp miezul transformatorului diferenţial pînă în poziţia în care puterea furnizată este egală cu cea a transformatorului extensiometrului.

Pentru viteze foarte reduse de deformare funcţionarea acestui dispozitiv se efectuează în etape foarte reduse; atunci însă cînd viteza de deformare creşte, rotaţia tamburului înregistratorului devine continuă. Pe de altă parte, datorită faptului că servomotorul care acţionează tamburul este comandat de faza relativă a două transformatoare diferenţiale, sensul de rotaţie a tamburului este schimbat automat atunci cînd deformaţia epruvetei schimbă de sens. Epruveta este încărcată cu ajutorul unui dispozitiv hidraulic; sarcina este măsurată cu ajutorul unui sistem de pîrghii şi cuţite, ultima pîrghie fiind solidară cu creionul înregistratorului.

Transmisie hidrostatică pentru automobile. In: Automobile Engineer, iunie, 1962. Introducerea transmisiei hidrostatice în domeniile cele mai variate a condus la studii şi încercări pentru aplicarea ei şi la automobile. În Anglia s-a elaborat un proiect pentru adaptarea unei transmisii hidrostatice pe turismul Triumph Herald. Maşina a fost executată cu titlu experimental, folosindu-se următoarea soluţie constructivă: după ce s-au scos ambreiajul, cutia de viteze, axul cardanic şi diferenţialul transmisiei clasice s-a montat pompa hidrostatică în spatele

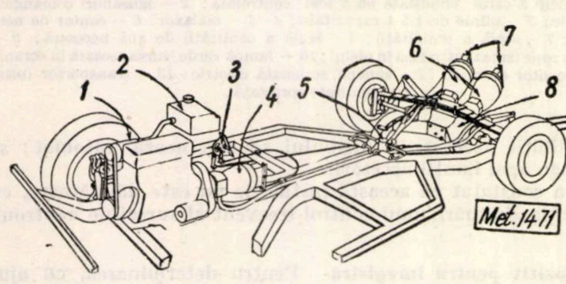


Fig. 1. Dispunerea agregatelor hidrostatice pe şasiul automobilului Triumph Herald:

1 – pompă de alimentare; *2* – rezervorul uleiului transmisiei; *3* – pedală pentru schimbarea vitezei; *4* – pompă hidrostatică; *5* – supapă de descărcare; *6* – motoare hidrostatice; *7* – comanda cursei pistoanelor; *8* – reductor cu roţi dinţate.

carcasei ambreiajului, iar cele două motoare hidrostatice pe o carcasă comună a punţii din spate care cuprinde două grupuri conice cu dantură hipoidă de fabricaţie curentă, prin care cele două axe planetare sînt antrenate separat.

Această transmisie se compune din: o pompă volumetrică cu pistoane axiale şi disc fulant antrenată direct de la motor, două agregate hidrostatice similare cu debit variabil, care acţionează separat cele două roţi motoare, două reductoare finale hipoide, cîte unul pentru fiecare axă planetară, conducte de legătură de înaltă presiune, rezervorul pentru uleiul transmisiei, un răcitor de ulei montat în spatele radiatorului, o pompă de alimentare la aspiraţia pompei hidrostatice şi două supape de descărcare.

Pompa hidrostatică cu nouă pistoane dă un debit de circa 150 l/min la o turaţie de 4 000 rot/min, putînd funcţiona la o presiune pînă la 350 kgf/cm^2. Pentru aceasta se asigură o presiune la aspiraţie de 10 kgf/cm^2 – de către o pompă de alimentare.

Variind cu ajutorul unei pedale unghiul discului fulant se obţine o infinitate de debite între zero şi maxim în ambele sensuri. Prin această inversare de debit se realizează mersul înapoi al automobilului. Cele două motoare hidrostatice sînt legate în paralel, eliminînd prin aceasta diferenţialul clasic. Această schemă conduce la obţinerea unui raport de transmisie permanent de 2 : 1, dacă debitul pompei este egal cu cel al motoarelor. O prelungire a axului pompei de alimentare antrenează un regulator utilizat pentru sistemul automat de comandă. Această comandă coordonează în mod automat patru variabile şi anume: deschiderea obturatorului carburatorului, turaţia motorului cu ardere internă, debitul pompei hidrostatice şi debitul motoarelor hidrostatice.

Realizarea acestei comenzi automate este foarte dificilă; se pot obţine greu timpi scurţi de răspundere la comenzi. Dat fiind lipsa de informaţii asupra curbelor caracteristice, nu s-au putut trage concluzii asupra eficienţei sistemului de comandă. Curbele caracteristice vor avea alura celor cunoscute de la transmisiile hidrostatice de la locomotive şi tractoare, adică momentul, respectiv forţa de tracţiune variază după o hiperbolă în funcţie de viteza automobilului, valorile maxime fiind limitate de aderenţa roţilor sau de considerente de rezistenţă. Puterea creşte liniar pînă la valoarea maximă în domeniul limitării curbei de moment, menţinîndu-se apoi constantă în tot domeniul de funcţionare.

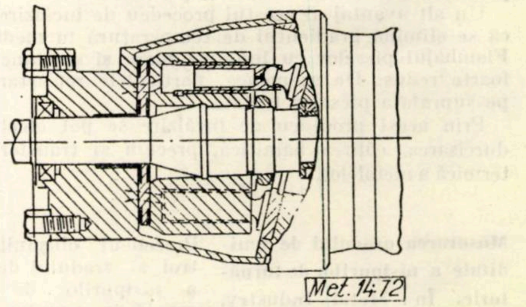


Fig. 2. Pompă hidrostatică prevăzută cu disc flotant între blocul de cilindri şi distribuitor pentru reducerea uzurii.

Automobilele cu transmisie hidrostatică sînt prevăzute numai cu o frînă de staţionare, pentru a fi conforme legilor de circulaţie. În timpul mersului, frînarea pînă la oprire se realizează reducînd unghiul discului fulant pînă la zero. Prin aceasta motoarele hidrostatice lucrează cu pompe, creînd presiune în circuit. Efectul de frînare este limitat în acest caz numai de presiunea la care sînt reglate supapele de siguranţă.

Din punct de vedere constructiv, agregatele hidrostatice sînt de tipul cu ax de antrenare drept, blocul cilindrilor fiind fixat rigid pe con. Pistoanele sînt prevăzute cu împingătoare cu cap sferic şi sediu plat pentru aşezare pe discul fulant. Pistoanele sînt menţinute lipite pe discul fulant cu ajutorul unor resorturi.

Caracteristica cea mai importantă a agregatelor este aceea că între blocul de cilindri şi distribuitor există un disc flotant menţinut astfel ca să nu se învîrtească. Efectul lui este de a reduce pierderile prin frecare şi scurgeri, ceea ce se realizează prin aceea că în locul unui interstiţiu de circa 0,025 mm sînt două de 0,012 mm. În plus, acest disc permite o schimbare a fazelor distribuţiei de ordinul a cîtorva grade, ceea ce reduce zgomotul la turaţie ridicată.

Tot pentru reducerea uzurii, uleiul este adus sub presiune — prin nişte găuri mici axiale prevăzute în fundul pistoanelor — la suprafeţele sferice şi plane ale împingătoarelor.

Primele rezultate obţinute la probe au permis să se tragă concluzia că munca de cercetare şi experienţele în acest domeniu de aplicare a transmisiei hidrostatice trebuie continuate, deşi nu se poate spune că într-un timp relativ scurt transmisia hidrostatică va deveni un echipament standard pentru automobilele de serie.

Transmisie cu roţi planetare cu viteză reglabilă prin comandă hidraulică. In : VDI Nachrichten, octombrie 1961.

Transmisia cu roţi planetare la care viteza arborelui la ieşire este reglabilă prin comandă hidraulică, arătată în figură, este construită astfel : roata planetară 1, antrenată cu viteză constantă de către motorul electric 13, prin intermediul arborelui de intrare 12, transmite mişcarea roţilor satelite 4, montate pe o placă portsateliţi 3, care face corp comun cu arborele de ieşire 2 şi care angrenează cu coroana dinţată 5. Dispozitivul de reglare este format dintr-o pompă de ulei cu debit variabil 10, antrenată cu viteză constantă de către arborele 12 prin intermediul unor roţi cu dinţi drepţi 11, care constituie o transmisie hidrostatică cu un motor hidraulic 9, la care este legată prin conductele 11 ; acest motor antrenează coroana dinţată 5 prin arborele 7 şi pinionul 6.

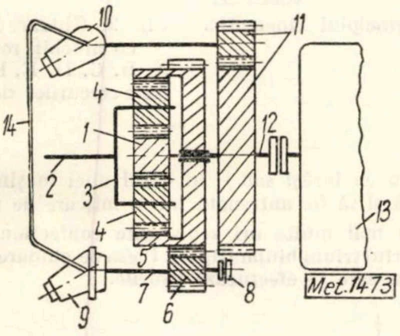


Fig. 1

Această instalaţie funcţionează astfel : atunci cînd pompa 10 este astfel reglată încît debitul ei să fie zero, motorul 9 este oprit şi presiunea datorită uleiului imobilizează roata dinţată 5 (uneori mecanismul este astfel construit încît imobilizarea roţii dinţate 5 se efectuează cu ajutorul frînei 8, ceea ce descarcă transmisia hidrostatică şi, în caz că este necesar, o decuplează) ; în aceste condiţii turaţia arborelui de ieşire 2 este redusă de circa trei ori faţă de aceea a arborelui 12, care se roteşte cu viteza nominală.

Dacă se înclină pompa 10 astfel încît să furnizeze un oarecare debit care să antreneze roata dinţată 5 prin motorul 9, în sens invers celui al roţii portsateliţi 3, viteza acesteia din urmă şi în consecinţă aceea a arborelui 2 scade. Momentul care acţionează acest arbore acţionează în parte pompa 10, prin intermediul motorului 9 şi prin aceasta se deduce puterea absorbită de către pompă de la motorul electric 13.

Dacă pompa 10 este înclinată în sens invers, astfel încît coroana dinţată 5 să fie antrenată în sensul rotaţiei roţii portsateliţi 3, viteza acesteia creşte şi viteza arborelui de ieşire 2 devine mai mare decît viteza nominală.

Viteza arborelui de ieşire poate fi reglată în mod continuu, pentru orice valoare cuprinsă între două limite date, numai prin înclinarea pompei 10.

Randamentul total al transmisiei poate fi calculat cu randamentele transmisiei mecanice şi al celei hidrostatice, ţinînd seama de procentul de putere transmisă de fiecare dintre aceste transmisii ; astfel, cu un randament al transmisiei mecanice de 98,5% şi un randament al transmisiei hidrostatice de 80%, presupunînd că prin aceasta din urmă se transmite 20% din puterea totală, randamentul total este :

$$0{,}8 \cdot 98{,}5 + 0{,}2 \cdot 80 = 94{,}8\% ;$$

pentru viteza nominală, motorul 9 nefuncţionînd, randamentul este egal cu 98,5%. Pe de altă parte, pompele şi motoarele hidrostatice cu pistoane axiale sînt avantajoase deoarece au siguranţă în funcţionare dezvoltînd un cuplu constant la toate vitezele, de la viteza aproape zero, cu un randament relativ ridicat.

Aceste transmisii pot fi folosite la comanda laminoarelor, dat fiind că viteza poate fi reglată continuu ; ele sînt însă în special avantajoase pentru antrenarea ventilatoarelor, a pompelor de alimentare a cazanelor de abur, acolo unde puterea absorbită este proporţională cu cubul vitezei.

Broşe cu cuţite din aliaje dure de S. E. Jitniţchi. În : Stanki i Instrument, nr. 7, 1962.

Una dintre metodele de bază pentru mărirea duratei de utilizare a broşelor este executarea din aliaje dure a părţii lor active. În articol se arată rezultatele cercetărilor efectuate la Uzina de Automobile de mic litraj din Moscova, în domeniul utilizării broşelor dotate cu aliaje dure. Cercetările s-au efectuat pentru gama de viteze de tăiere de la 1,5—30 m/min, pe o maşină de rabotat transversal tip 7 M 36. S-au experimentat 6 calităţi de aliaje dure : VK4, VK8, VK6M, TT7K12, T5K10, T15K6 şi, pentru comparaţie, oţelul rapid R18.

Rezultatele experimentărilor au arătat avantajele folosirii broşelor prevăzute cu cuţite din aliaje dure, îndeosebi pentru viteze de tăiere mai mari de 8 m/min.

Pe baza experienţei acumulate, a fost proiectată şi executată o broşe cu cuţite demontabile (fig. 1) destinată pentru broşări de eboşare (în locul operaţiei de frezare) pe maşina de tipul 7B720, a tuturor suprafeţelor distribuitorului hidraulic. Dimensiunile piesei 96 × 65 × 170 mm, material — fontă SC21-40, turnată. Dintr-o singură trecere a broşei s-au îndepărtat 6 mm din adaosul de prelucrare, obţinîndu-se o calitate a suprafeţei prelucrate ce se încadrează în clasa a 6-a de finisare.

În corpul 2 al broşei (fig. 1) sînt aşezate cuţitele demontabile de broşare 6, ce se fixează cu ajutorul şuruburilor 7 la aceeaşi înălţime după un şablon. Înclinarea dintelui se realizează cu plăcuţele 1. Poziţionarea dinţilor sub formă de tablă de şah asigură o schemă de tăiere progresivă.

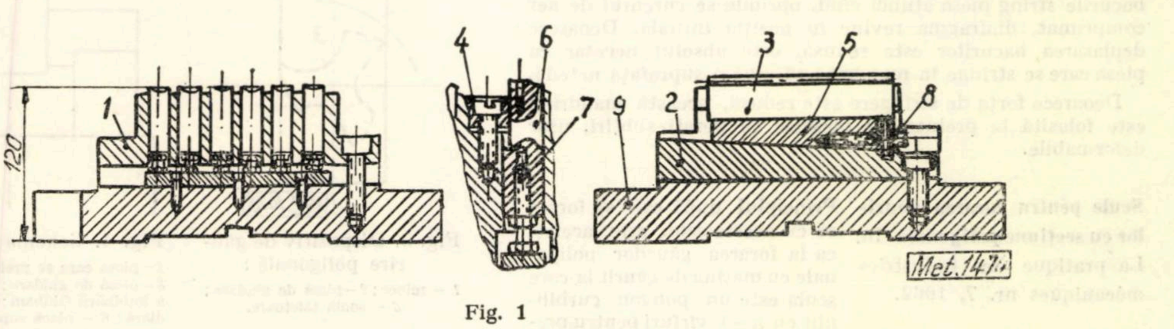


Fig. 1

După cuţitele de broşare se aşază două cuţite de calibrare 3, a căror deplasare pe verticală se reglează cu ajutorul penelor 5 şi al şuruburilor 8 şi se fixează cu ajutorul penelor 4. Corpul 2 se prinde pe placa de bază 9 cu şuruburi şi ştifturi.

Prin fixarea mecanică a cuţitelor de broşare şi calibrare se asigură înlocuirea lor rapidă în cazuri de rupere. Ridicarea pasului pe dinte pentru cuţitele de alezare a fost de 0,45 mm, în cazul prelucrării distribuitorului hidraulic; în general ridicarea pasului pe dinte poate ajunge pînă la 1 mm sau chiar mai mult, dacă aceasta este permisă de rigiditatea sistemului şi de puterea maşinii de broşat.

Ridicarea pasului cuţitelor de calibrare este de 0,04–0,05 mm. Geometria cuţitelor de eboşare: $\gamma = 5°$, $\alpha = 4°$, unghiul de înclinare al muchiei tăietoare $\lambda = 10°$. Geometria cuţitelor de calibrare: $\gamma = 0°$, $\alpha = 3°$, $\lambda = 15°$.

Lipirea plăcuţelor din aliajul dur VK6M s-a executat la o instalaţie cu curenţi de înaltă frecvenţă, utilizîndu-se aliajul de lipit GFK. Şlefuirea şi ascuţirea cuţitelor s-au executat cu discuri de carbură de siliciu de granulaţie 60–80 şi duritate MZ, pe maşina universală de şlefuit tipul 3A64. După ascuţire, cuţitele s-au rectificat cu discuri de fontă şi cu paste din carbură de bor, cu granulaţia 220–320.

Utilizarea broşelor cu cuţite demontabile din aliaje dure permite ridicarea considerabilă a productivităţii muncii, îndeosebi în cazul producţiei de serie.

Broşa realizată s-a expus la expoziţia realizărilor economiei naţionale din Moscova.

Dispozitiv de strîngere cu comandă pneumatică. In: La pratique des industries mécaniques, nr. 7, 1962.

Dispozitivul de strîngere cu comandă pneumatică, arătat în figura 1, funcţionează astfel: aerul comprimat acţionează pe suprafaţa din stînga a pistonului 2, care transmite presiunea, prin intermediul cilindrului 3, în centrul diafragmei 4, care ia o formă uşor convexă. Cele trei bacuri reglabile 4, confecţionate din oţel moale, se îndepărtează puţin astfel încît piesa care se prelucrează poate fi montată în mandrină; bacurile strîng piesa atunci cînd, oprindu-se curentul de aer comprimat, diafragma revine în poziţia iniţială. Deoarece deplasarea bacurilor este redusă, este absolut necesar ca piesa care se strînge în mandrină să aibă o suprafaţă netedă.

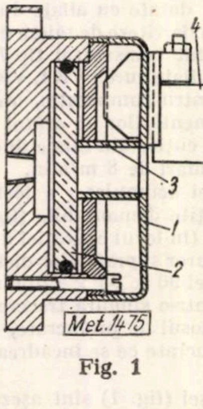


Fig. 1

Deoarece forţa de strîngere este redusă, această mandrină este folosită la prelucrarea pieselor cu pereţi subţiri, uşor deformabile.

Scule pentru forarea găurilor cu secţiune poligonală In: La pratique des industries mécaniques nr. 7, 1962.

Principiul după care se forează cu aceste scule este acelaşi ca la forarea găurilor poligonale cu maşina de găurit la care scula este un poligon curbiliniu cu n–1 vîrfuri pentru prelucrarea unei găuri poligonale cu n — vîrfuri.

Se constată că triunghiul curbiliniu AVC—atunci cînd se roteşte în pătratul DEFG (figura 1) — va fi obligat să urmeze o mişcare perfect definită în care vîrfurile A, B, C parcurg unul după altul conturul DEFG.

Un element al dispozitivului va trebui să aibă o secţiune pătrată (fig. 1) sau mai bine o secţiune pătrată cu unghiurile rotunjite (fig. 2) în care se va roti un triunghi curbiliniu cu vîrfuri ascuţite (fig. 1) sau rotunjite (fig. 2).

Pentru ca acesta să poată ghida o sculă tăietoare care ar materializa punctele A, B, şi C trebuie ca aceasta să fie solidară cu triunghiul care se roteşte în interiorul pătratului şi piesa solidară cu pătratul, ca axa să se menţină în permanenţă paralelă cu ea însăşi sau — în cazul unei maşini de găurit —verticală şi să fie antrenată într-o mişcare de rotaţie.

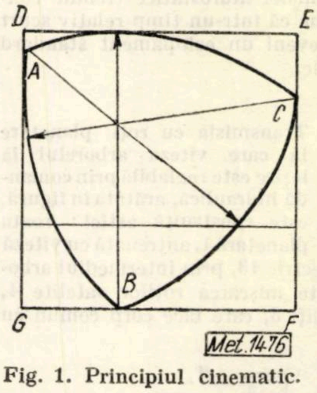


Fig. 1. Principiul cinematic.

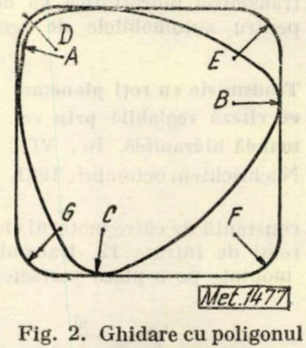


Fig. 2. Ghidare cu poligonul cu muchii rotunjite: A, B, C, D, E, F, G — centrele cercurilor de racordare.

De cele mai multe ori scula este confecţionată dintr-o piesă cu vîrful triunghiular (fig. 3). Piesa de ghidare este fixată pe piesa în care se efectuează găurile.

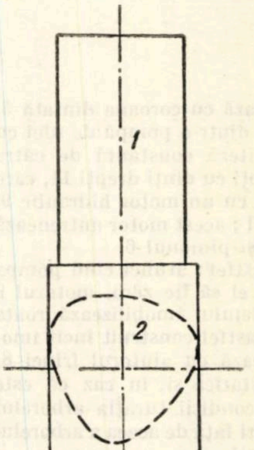


Fig. 3. Dispozitiv de găurire poligonală:

1 — mîner; *2* — piesă de ghidare; *3* — sculă tăietoare.

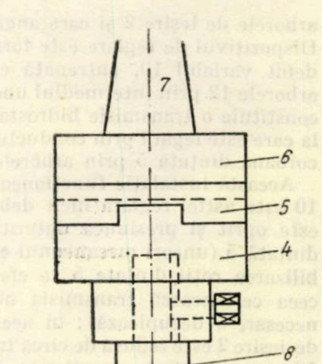


Fig. 4. Schema dispozitivului:

1 — piesa care se prelucrează; *2* — bucşe; *3* — piesă de ghidare; *4* — placă portsculă a îmbinării Oldham; *5* — placă intermediară; *6* — placă superioară; *7* — mîner de fixare; *8* — sculă.

Pentru ca axa sculei să se menţină verticală şi pentru a impune sculei o mişcare de rotaţie se foloseşte o îmbinare numită Oldham, de preferinţă cu ghidare cu bile (fig. 4).

Muchiile tăietoare ale cuţitului se obţin prin prelucrarea triunghiului curbiliniu; dimensiunile găurii vor fi mai reduse după ce scula va fi reascuţită de mai multe ori.

Teoretic, cu această sculă se pot prelucra găuri cu orice număr de vîrfuri. Practic, limita inferioară este pătratul, pentagonul este rar folosit, iar hexagonul dă unghiurile de tăiere optime; în acest caz scula are cinci muchii tăietoare (fig. 5).

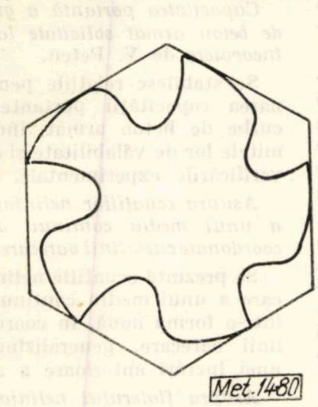


Fig. 5

Pastă de lipit pentru temperaturi înalte. In: La Technique moderne, nr. 7, 1962.

Pastele sintetice folosite pentru lipirea metalelor prezentau pînă în prezent dezavantajul de a fi nestabile la temperaturi înalte. Atunci însă cînd se poate realiza o ameliorare — prin diferite adaosuri — a acestei stabilități, apare un alt dezavantaj — degradarea prin oxidare.

Pentru remedierea acestor inconveniente s-au efectuat încercări încorporîndu-se oxizi metalici și polimeri organici refractari, în rășini fenolice cu sau fără rășini epoxidice la care se adaugă, în părți egale, pulbere de aluminiu. S-a obținut o rezistență bună la forfecare după încălzire timp de 200 h la o temperatură de 260°C.

Pasta de lipit refractară Metlbont 311 de fabricație americană, a cărei curbă de variație a rezistenței la forfecare în funcție de timpul de menținere la temperatura de 260°C este arătată în figură (pentru lipirea a două table de oțel inoxidabil), este o rășină fenolică pe bază de rășini epoxidice și de silicon la care s-au adăugat pulbere de aluminiu și pentaoxid de arsen, ameliorîndu-se astfel rezistența la temperaturi ridicate.

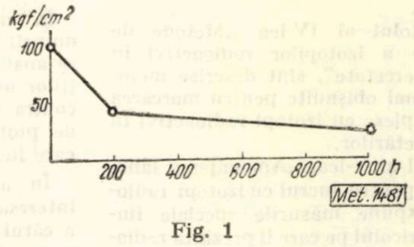


Fig. 1

Recenzii

GH. M. PREDA. Utilizarea izotopilor radioactivi în construcția de mașini. București, Editura tehnică, 1962.

Editura tehnică a tipărit lucrarea „Utilizarea izotopilor radioactivi în construcția de mașini" de ing. Gheorghe M. Preda.

Arătînd stadiul actual și perspectivele folosirii izotopilor radioactivi în procesele tehnologice din industria constructoare de mașini, cartea, apărută în colecția „Tehnica nouă", prezintă într-o formă accesibilă cunoștințe interesante și utile pentru inginerii și tehnicienii care se preocupă de proiectarea, construcția și exploatarea mașinilor.

Lucrarea conține unele date și indicații care pot să ajute la cunoașterea și aplicarea în practică a experienței din U.R.S.S. și din țara noastră cu privire la folosirea izotopilor radioactivi în construcția de mașini. Tabelele și diagramele cuprinse în lucrare pot fi folosite în diferite lucrări practice.

În lucrare sînt arătate unele realizări din U.R.S.S. și din țara noastră, care permit introducerea în construcția de mașini a unor procedee tehnologice bazate pe folosirea izotopilor radioactivi.

Autorul subliniază în prefața lucrării că: „Uniunea Sovietică acordă ajutor științific unui număr însemnat de țări în construirea de instalații atomice pentru cercetări științifice în domeniul tehnicii nucleare. În țara noastră, cu ajutorul Uniunii Sovietice, la Institutul de fizică atomică al Academiei R.P.R. au fost montate un reactor nuclear de 2 000 kW, destinat cercetărilor, și un ciclotron care accelerează protonii pînă la 12,5 McV și, de asemenea, alte particule pînă la energiile corespunzătoare".

Fiind o sinteză a literaturii indigene și străine, privitoare la folosirea izotopilor radioactivi, cartea expune clar și concis unele metode și exemple practice de folosire a izotopilor radioactivi în construcția de mașini și prezintă avantajele introducerii acestor procedee ale tehnicii celei mai noi, de înaltă eficiență tehnică și economică.

În vederea ușurării înțelegerii diferitelor probleme ale aplicării izotopilor radioactivi, cartea tratează în primul capitol, „Noțiuni introductive", despre structura atomului, despre radioactivitatea naturală și artificială, cum și despre unele mărimi și unități principale de măsură pentru radiații, întîlnite mai des în literatura de specialitate.

De asemenea, pentru a înlesni familiarizarea cu problemele tratate, lucrarea prezintă modul de introducere a izotopilor radoactivi în obiectele cercetate, amenajarea laboratoarelor în care se lucrează cu izotopi radioactivi, efectele biologice datorite iradierilor și măsurile de protecție a muncii.

Capitolul al II-lea, „Utilizarea izotopilor radioactivi în industria constructoare de mașini", arată la început că: „Directivele celui de-al III-lea Congres al P.M.R. trasează sarcina extinderii aplicării izotopilor radioactivi în cercetare și în producție pentru diverse sectoare de activitate ca industrie, agricultură, biologie, medicină etc."

În continuare se prezintă rolul Institutului de fizică atomică al Academiei R.P.R., care, în ceea ce privește industria constructoare de mașini, are ca sarcină: producerea de izotopi radioactivi, punerea la punct, perfecționarea și extinderea diferitelor metode și procedee necesare ramurilor economiei naționale; pregătirea și perfecționarea cadrelor pentru folosirea izotopilor radioactivi; efectuarea unor lucrări în vederea aplicării izotopilor radioactivi în întreprinderi; creșterea producției de aparate și utilaje pentru aplicațiile de izotopi radioactivi; îndeplinirea unei munci de îndrumare și de control la unitățile care folosesc izotopi radioactivi, în scopul asigurării unor condiții desăvîrșite de protecție a muncii.

De asemenea, sînt arătate marile avantaje tehnico-economice ale folosirii izotopilor radioactivi în construcția de mașini, și anume: sensibilitatea mare, proprie metodelor care se bazează pe aplicarea izotopilor radioactivi; posibilitatea de a produce, în țara noastră, majoritatea izotopilor radioactivi, în cantități suficiente; stabilitatea în comportare a izotopilor radioactivi, cînd se lucrează în medii cu temperatură și presiune înalte; asigurarea controlului uzurii pieselor fără demontarea lor; rentabilitatea mare, determinată de folosirea procedeelor moderne bazate pe aplicarea izotopilor radioactivi.

Lucrarea prezintă principalele condiţii care trebuie respectate la alegerea izotopilor radioactivi pentru a se putea atinge scopul urmărit în cercetare sau în producţie.

Capitolul al III-lea, „Procedee de detecţie şi înregistrare a radiaţiilor nucleare şi aparatura de detecţie", arată interacţiunile radiaţiilor cu substanţa, detectoarele de ionizare, detectoarele cu scintilaţie şi detectoarele cu acţiune fotografică.

În capitolul al IV-lea „Metode de introducere a izotopilor radioactivi în obiectele cercetate", sînt descrise metodele cele mai obişnuite pentru marcarea diferitelor piese cu izotopi radioactivi în scopul cercetărilor.

Capitolul al V-lea, „Amenajarea laboratoarelor pentru lucrul cu izotopi radioactivi", expune măsurile speciale impuse de pericolul pe care îl prezintă radiaţiile nucleare în timpul lucrului cu substanţe radioactive.

Capitolul al VI-lea, „Gama defectoscopie", prezintă, la început, avantajele şi caracteristicile gamadefectoscopiei în comparaţie cu celelalte procedee de control, apoi analizează procedeul gamagrafiei, procedeul ionizor, descrie unele instalaţii folosite în gamadefectoscopie, controlul pieselor turnate şi al lingourilor, controlul îmbinărilor sudate, organizarea lucrărilor de gamadefectoscopie, pregătirea locului de muncă şi a obiectului care va fi supus iradierii în condiţiile de uzină.

În capitolul al VII-lea „Utilizarea izotopilor radioactivi la controlul şi reglarea diferitelor procese tehnologice, aparate care funcţionează cu izotopi radioactivi", sînt date cîteva exemple de aplicare a izotopilor radioactivi pentru controlul şi reglarea proceselor tehnologice.

De asemenea, sînt descrise nivelmetrele care funcţionează cu surse de izotopi radioactivi, tahometrele, aparatele de măsurat grosimile, aparatele pentru măsurat diferenţa de grosime a pereţilor ţevilor şi aparatele cu radiaţii α pentru controlul dimensiunilor pieselor în timpul procesului de rectificare.

Capitolul al VIII-lea, „Utilizarea izotopilor radioactivi la studiul şi controlul uzinei", după ce arată care sînt scopurile cercetărilor cu privire la uzură, analizează uzura roţilor dinţate, a motoarelor, a sculelor aşchietoare, a lagărelor şi, în încheiere, se ocupă de controlul automat al gradului admisibil de uzură.

În capitolul al IX-lea „Utilizarea izotopilor radioactivi la studiul şi controlul coroziunii", se tratează modurile de corodare, cauzele şi viteza coroziunii, urmărirea ei în scopul evitării deteriorărilor, cum şi determinarea vitezei de coroziune.

Capitolul al X-lea, „Utilizarea izotopilor radioactivi pentru marcare şi numărare", descrie aparatele de numărare pe bandă rulantă, care folosesc izotopi radioactivi.

În capitolul al XI-lea „Înlăturarea sarcinilor electrostatice cu ajutorul izotopilor radioactivi", se tratează despre experimentarea şi perspectivele folosirii izotopilor radioactivi la îndepărtarea electricităţii statice, a cărei valoare creşte o dată cu mărirea turaţiei maşinilor şi influenţează negativ cantitatea şi calitatea producţiei.

Capitolul al XII-lea, „Utilizarea izotopilor radioactivi în tehnica securităţii muncii în industria constructoare de maşini", prezintă unele procedee bazate pe folosirea izotopilor radioactivi, care asigură evitarea apariţiei unor accidente şi deteriorări.

În capitolul al XIII-lea „Protecţia muncii la lucrul cu izotopii radioactivi", se analizează acţiunea biologică a radiaţiilor nucleare, dozimetria lor, protecţia contra radiaţiilor, cum şi unele măsuri de protecţie a muncii în laboratoarele care lucrează cu izotopi radioactivi.

În ansamblu, lucrarea prezintă un interesant şi bogat material documentar a cărui cunoaştere este importantă pentru activitatea inginerilor şi tehnicienilor din industria constructoare de maşini, preocupaţi de grăbirea progresului tehnic pe baza aplicării celor mai noi cuceriri ale ştiinţei şi tehnicii contemporane.

Ing. **Şt. M. Dumitraşcu**

Revista: **Studii şi cercetări de mecanică aplicată.** Academia R.P.R., Institutul de mecanică aplicată „Traian Vuia", anul XIII, nr. 3, 1962.

Revista cuprinde 15 articole din domeniile cinematicii şi dinamicii solidului, elasticităţii, plasticităţii, rezistenţei materialelor, reologiei, aero şi hidromecanicii, teoriei mecanismelor, ungerii şi frecării, comunicări despre manifestări ştiinţifice de peste hotare, cum şi recenzii.

Asupra mişcării rachetei în mediu rezistent (partea a II-a) de N. Tipei.

Lucrarea studiază în contiuare mişcarea rachetei în mediu rezistent, ţinînd seamă de efectul curburii pămîntului la ascensiune. Se stabileşte soluţia generală pentru acest caz, cum şi pentru unele cazuri particulare. Se ia în considerare apoi mişcarea de rotaţie a rachetei, în două ipoteze, stabilindu-se ecuaţiile de mişcare.

Asupra stabilităţii longitudinale a avionului cu autopilot, de T. Hacker.

Se tratează problema stabilităţii longitudinale a avionului cu autopilot, luînd în considerare întîrzierea. Se dă un procedeu grafic pentru rezolvarea problemelor în cazul autopilotului real.

Structuri reologice de M. Mişicu.

Folosind o definiţie a unor diferenţiale în sensul de diferenţe într-un spaţiu topologic, local, convex, parţial ordonat sau structural, autorul expune teoria variabilelor F diferenţiabile. Se elaborează teoria conexiunii, de tipul „de valoare".

Studii asupra structurilor de rezistenţă ale construcţiilor cu ajutorul modelelor din mase plastice, de M. Arcan şi Ed. Nicolau.

Se prezintă cercetări şi studii ale INCERC pe modele de plexiglas, pentru care s-au folosit metode tensometrice cum şi pe modele de tip Araldit, prin măsurări fotoelastice.

Capacitatea portantă a grinzilor curbe de beton armat solicitate la torsiune cu încovoiere de V. Petcu.

Se stabilesc relaţiile pentru determinarea capacităţii portante a grinzilor curbe de beton armat, indicîndu-se limitele lor de valabilitate şi efectuîndu-se verificările experimentale.

Asupra ecuaţiilor neliniare de mişcare a unui mediu continuu deformabil în coordonate curbilinii oarecare de V. Manea.

Se prezintă ecuaţiile neliniare de mişcare a unui mediu continuu deformabil într-o formă nouă, în coordonate curbilinii oarecare, generalizînd rezultatele unei lucrări anterioare a autorului.

Asupra flaterului neliniar al structurilor cilindrice, subţiri, neomogene, de L. Librescu.

Se ia în considerare problema flaterului neliniar al panourilor cilindrice circulare construite prin suprapunerea arbitrară de straturi elastic ortotrope. Problema stabilităţii aeroelastice a structurilor construite din materiale noi (plastice armate şi metale armate cu fibre) este de mare interes pentru proiectarea rachetelor şi vehiculelor spaţiale.

Problema mişcării unui gaz vîscos electroconductibil în apropierea unei plăci poroase infinite, de V. P. Sidlovski (U.R.S.S.).

Autorul tratează problema mişcării unui gaz perfect, vîscos, compresibil, avînd o conductibilitate electrică infinită, în jurul unei plăci poroase infinite, într-un cîmp magnetic orientat după normală la placă.

Determinarea aproximativă a presiunii şi debitului curentului ascendent în forajul cu gaze, de H. Pascal.

Autorul face o analiză a rezultatelor obţinute de dînsul în lucrări anterioare asupra determinării debitului şi presiunii unui curent ascendent în cazul în care evacuarea detritusului de la talpa sondei este realizată prin gaze comprimate, în loc de fluid de foraj.

Un caz limită de dezlocuire a petrolului de către apă în medii poroase fisurate, de T. Oroveanu.

Se tratează cazul particular în care baza blocului poros este mare faţă de înălţime.

Mişcarea impulsivă de rotaţie a unei sfere într-un fluid vîscos, de S. R. Majumder (India).

Se studiază mişcarea într-un fluid vîscos, iniţial în repaus, rezultată ca urmare a rotaţiei bruşte a unei sfere.

Asupra mişcării longitudinale a unui cilindru circular într-un lichid vîscos conţinut într-un cilindru coaxial, de T. K. Chaudhury (India).

Se studiază problema scurgerii unui lichid vîscos între doi cilindri circulari poroşi coaxiali, cînd cilindrul interior începe să se mişte cu o viteză constantă în direcţia lungimii lui.

Consideraţii asupra mişcării sferei cu centru fix pentru controlul automat al suprafeţei, de Chr. Pelecudi, R. C. Bogdan şi L. Calmaciu.

Se analizează unele posibilități de obținere a rotației sferei cu centrul fix, necesară în explorarea suprafeței sale, prin acționarea unui plan în translație, în conformitate cu cerințele tehnologiei actuale de lucru.

Influența formei de variație a grosimii stratului de lubrifiant asupra caracteristicilor de funcționare ale lagărelor lubrificate cu gaze, de V. N. Constantinescu.

Autorul elaborează o comparație între caracteristicile de funcționare ale tipurilor principale de lagăre lubrificate cu gaze, precizînd pe acelea care permit realizarea unor performanțe optime.

Contribuții la determinarea pe cale experimentală a parametrilor funcționali de la lagărele motoarelor cu ardere internă, de Gh. Vasilca și Al. Nica.

În această primă parte a lucrării, autorii stabilesc parametrii inițiali și prezintă instalația experimentală și metoda de lucru folosită.

C. Aramă

Cronică

A IV-a Consfătuire de sudură și încercări de metale

În zilele de 12–15 octombrie 1962, a avut loc la Timișoara cea de-a IV-a Consfătuire în domeniul sudării și încercărilor de metale, organizată de Baza de cercetări științifice din Timișoara a Academiei R.P.R. în colaborare cu Institutul politehnic–Timișoara.

La lucrările consfătuirii au participat, pe lîngă numeroși delegați din țară, reprezentanți ai Academiei R.P.R., ai ministerelor interesate (Ministerul Metalurgiei și Construcțiilor de Mașini, Ministerul Transporturilor și Telecomunicațiilor, Ministerul Industriei Petrolului și Chimiei, Ministerul Învățămîntului), ai Comitetului pentru tehnica nouă și ai marilor uzine și întreprinderi, și 40 delegați străini printre care acad. K. K. Hrenov (U.R.S.S.–Kiev), dr. W. Gilde, directorul Institutului central de sudură (ZIS) din Halle-Saale, O. Raidt, președintele Secției de sudură de la Kammer der Technik–Berlin, dr. M. Bechert, E. Becher și Y. Wodara de la Institutul de sudură — Magdeburg, dr. ing. Baumgartl, Karl-Marx-Stadt și H. Tauscher Dresda–(R. D. G.), dr. J. Slaba–Praga și J. Koutsky, V. Pilous și J. Buzek–Pilzen (R. S. C.), M. I. Kubiszyn, dr. ing. A. Buch, dr. ing. S. Kocanda, A. Zawitniewicz și Z. Pawlowski(R.P.P.), dr. I. Szilard, R. Nemeny și dr. ing. P. Reti (R.P.U.).

Această consfătuire a avut drept scop prezentarea și discutarea celor mai însemnate lucrări de cercetări și a celor mai importante realizări din domeniul sudării și al încercărilor de metale obținute în ultimii ani în țară, precum și realizarea unui schimb de experiență între specialiștii noștri și oamenii de știință străini, privind metodele de cercetare și tehnologia și utilajele folosite în aceste domenii.

Referatele prezentate au contribuit — prin conținutul și nivelul lor — la atingerea acestor scopuri, după cum rezultă din discuțiile care au avut loc.

În total au fost prezentate 80 comunicări și 13 referate generale întocmite pe baza acestora, grupate în secții de specialitate privind materialele folosite la sudare, procedeele și utilajele pentru sudarea oțelurilor normale și speciale, încercările statice și dinamice și încercări la oboseală ale îmbinărilor sudate, precum și probleme de învățămînt și protecția muncii în domeniul sudării.

Dintre cele mai importante referate se menționează :

— Alegerea oțelurilor pentru construcții sudate, prezentat de acad. C. Miclоși.

— Unele aspecte ale stadiului actual al încercărilor de metale în R.P.R., de prof. dr. ing. Șt. Nădășan, membru corespondent al Academiei R.P.R.

— Referat general privind procedeele și utilajele pentru sudarea recipienților și a conductelor din oțeluri normale și speciale, de ing. I. Avram (Uzina de utilaj chimic-București).

— Referat general privind tehnica sudării la diferite construcții metalice, de prof. ing. Dan Mateescu (Institutul politehnic-Timișoara).

— Dispozitive pentru sudare realizate la uzinele Electroputere-Craiova pentru locomotiva Diesel-electrică, de ing. V. Popovici și E. Mîrzan (Uzinele „Electroputere"-Craiova).

— Referat general privind încercările statice și dinamice, de conf. ing. I. Hajdu și ing. E. Iovițiu (Institutul politehnic-Timișoara).

— Încercări la răsucire prin șoc ale oțelurilor, de ing. M. Blumenfeld și ing. E. Dumitrescu (Institutul politehnic-București).

— Efecte de concentrare a eforturilor unitare la temperaturi ridicate, de prof. ing. Gh. Buzdugan, ing. D. Craifăleanu, ing. V. Antonescu, ing. I. Pană și ing. V. Postelnicu (Institutul politehnic-București).

— Determinarea limitei de curgere a unor oțeluri cu conținut redus de carbon în intervalul de temperaturi 20–400°C, prin metoda încărcării progresive, de ing. I. Hajdu și ing. A. Țigănoiu (Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timișoara).

— Aplicarea unui procedeu nou de încercare statică la forfecare pură a oțelurilor pentru studiul rezistenței sudurilor în capete, de ing. N. Iosifescu (INCERC-București).

— Referat general privind procedee de sudare prin presiune și dispozitive de fabricație, de ing. V. Micloși (ICEM).

— Procedeul sudării prin puncte în relief aplicat la saboții de autocamion, de ing. V. Doboșan și N. Cașcaval (Uzina „Steagul roșu"-Brașov).

— Referat general privind tăierea cu arc electric de conf. ing. O. Centea (Institutul politehnic-Timișoara).

— Tăierea automată cu oxigen la uzinele Electroputere Craiova, de ing. G. Pop (Uzina „Electroputere"-Craiova).

— Utilizarea reacțiilor termochimice ale unor pulberi de fier la tăierea fontelor, de prof. A. Domșa și E. Bicsak (Institutul politehnic-Cluj).

— Referat general privind metode și aparate pentru încercarea metalelor, de ing. Mircea Rațiu (Institutul de Metrologie).

— Referat general privind materiale pentru sudare, de ing. Traian Sălăjean (Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timișoara).

— Încercări de laborator privind încărcarea prin sudarea electrică automată sub flux a bandajelor de locomotivă de ing. Gh. Marga și ing. Eugenia Apostol (Institutul politehnic-Brașov).

— Contribuții la elaborarea electrozilor pentru sudarea oțelurilor de construcție aliate cu Cr-Mn-Si, de ing. I. Valea (Uzinele „Industria Sîrmei"-Cîmpia Turzii).

— Referat general privind încercări și control prin metode nedistructive la metale și la diverse construcții, de ing. Lazăr Boleanțu și ing. Alex. Bernath (Institutul politehnic-București și Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timișoara).

— Contribuții în domeniul cunoașterii solicitării reale a căjei de lucru a unui laminor de tablă subțire la cald, de ing. A. Constantinescu și N. Lașcu-Simion (ICEM).

— Referat general privind procedee și utilaje speciale de sudare, de ing. Alex. Ivancenco (Comitetul pentru tehnica nouă).

— Contribuție la sudarea în baie de zgură topită a unui oțel de construcții : studiul influenței ultrasunetului asupra calității îmbinării sudate, de ing. C. Șarlău, ing. L. Bagiu și ing. I. Spirea (Institutul politehnic-Timișoara).

— Electronituirea aplicată în construcţia maşinilor agricole de recoltat, de ing. I. Vasile (Uzinele „Semănătoarea").

— Referat general privind încercări la oboseală ale metalelor, de ing. A. Bernarth şi E. Ioviţiu (Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timişoara).

— Contribuţie la determinarea rezistenţei la oboseală prin metoda încărcărilor progresive, de ing. A. Bernath, I. Hajdu şi V. Safta (Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timişoara).

— Cercetări privitoare la mecanismul fizic al deformaţiei plastice la metale, de prof. ing. E. Gaiginski, ing. M. Zugrăvel, ing. M. Guttman, ing. V. Giurcă şi ing. S. Mitrea (Academia R.P.R., Filiala Iaşi, Secţia cercetări tehnice).

— Contribuţii la determinarea rezistenţei la oboseală la oţelurile nealiate fabricate în R.P.R., de prof. dr. ing. Şt. Nădăşan, membru corespondent al Academiei R.P.R., ing. A. Bernath, E. Ioviţiu şi V. Safta (Academia R.P.R., Centrul de cercetări tehnice-Timişoara).

— Mărirea rezistenţei la oboseală prin acoperiri electrolitice cu un aliaj Ni-Fe, de prof. dr. ing. Şt. Nădăşan, membru corespondent al Academiei R.P.R., ing. B. Rothenstein, ing. B. Horovitz, ing. V. Safta şi ing. A. Golea (Institutul politehnic-Timişoara).

— Referat general privind probleme ale învăţămîntului, protecţiei muncii şi tehnicii securităţii, de ing. I. Ionescu (Institutul de cercetări pentru protecţia muncii al CCS Bucureşti).

— Asupra normelor de protecţie contra radiaţiilor în lucrările de radiografie industrială, de P. Florican şi M. Oncescu (Academia R.P.R., Institutul de fizică atomică-Bucureşti).

— Referat general privind încercări mecanice, defectoscopie şi control nedistructiv la îmbinările sudate, de ing. Mircea Aldea (Inspectoratul de Stat pentru cazane şi instalaţii de ridicat-Bucureşti).

Comunicările interesante ale oaspeţilor străini au provocat discuţii vii.

Acad. K. K. Hrenov a vorbit despre noi surse de curent pentru sudarea cu arcul electric, dr. W. Gilde despre construcţia dispozitivelor, o condiţie principală în tehnica modernă a sudării, O. Raidt despre sudarea ţevilor sub presiune pentru transportul gazelor şi apei, dr. M. Bechert şi J. Wodara, despre contribuţii la sudarea prin topire intermediară în capete a ţevilor de aluminiu şi cupru, dr. ing. E. Baumgartl despre cercetări comparative de oboseală pe epruvete simple şi roţi dinţate, H. Tauscher despre proprietăţile de rezistenţă ale cusăturilor sudate din oţeluri de îmbunătăţire de mare rezistenţă, dr. J. Slaba despre gradul de rezolvare în defectoscopie cubetatron, J. Koutsky şi J. Buzek despre comportarea oţelurilor rezistente la cald la solicitări alternative, M. I. Kubiszyn despre sudarea prin puncte şi în cusătură a metalelor neferoase, dr. ing. A. Buch despre unele cercetări privind probleme mecanice de oboseală, dr. ing. S. Kocanda despre posibilităţi de cercetare a fenomenelor de oboseală, dr. I. Szilard despre detectarea straturilor subţiri de zgură din tablele de oţel cu ajutorul ultrasunetelor, R. Nemeny despre influenţa tratamentului termic premergător călirii cu flacără şi a structurii formate în consecinţă asupra rezultatelor obţinute la călirea cu flacără.

În afară de prezentarea şi discutarea referatelor în cadrul şedinţelor, cu ocazia acestei consfătuiri a avut loc şi o expoziţie a realizărilor interesante, ale laboratoarelor şi uzinelor din ţară — în domeniul sudării şi al încercărilor de metale. Participanţii la consfătuire au mai vizitat o expoziţie de utilaje pentru încercări de metale din laboratorul de încercări de materiale de la Institutul politehnic din Timişoara.

Examinînd problemele şi propunerile prezentate în comunicări şi în dezbaterile care au avut loc, participanţii la cea de-a IV-a Consfătuire de sudură şi încercări de metale au ajuns la o serie de concluzii care au fost concretizate în rezoluţia adoptată la încheierea Consfătuirii, care a fost înaintată forurilor interesate. În această rezoluţie se menţionează că:

1. Înfăptuirea sarcinilor trasate de Congresul al III-lea al PMR în legătură cu introducerea tehnicii noi în producţie a adus cu sine importante realizări în cele două domenii care au format obiectul consfătuirii.

a. În domeniul sudurii se constată introducerea pe scară industrială largă a unor metode moderne cum ar fi: sudarea automată sub strat de flux, sudarea semiautomată şi automată în atmosferă protectoare de gaze (bioxid de carbon, argon etc.), sudarea prin presiune, sudarea şi tăierea cu jet de plasmă. Se remarcă în mod deosebit succesele obţinute în ţara noastră în privinţa sudării oţelurilor speciale. Paralel cu introducerea procedeelor tehnologice moderne există şi preocupări în legătură cu crearea de utilaje şi instalaţii de sudare. Se subliniază că în cazul producţiei în serie se acordă o deosebită atenţie construirii de dispozitive, ceea ce, pe lîngă mărirea productivităţii, conduce şi la îmbunătăţirea sensibilă a calităţii produselor.

b. În domeniul încercărilor de metale se constată o creştere masivă a numărului de specialişti preocupaţi de aceste probleme. În această direcţie, se semnalează că, pe lîngă intensificarea studierii sistematice cu metodele clasice a proprietăţilor mecanice ale metalelor fabricate în R.P.R., a început introducerea în producţia curentă a metodelor nedistructive de cercetare şi control al metalelor şi al construcţiilor. Se remarcă că în prezent există mai multe laboratoare uzinale dotate cu echipament care permite utilizarea metodelor de control moderne ca gamagrafia, defectoscopia ultrasonică, electrotensometria.

2. Succesele obţinute, care au fost analizate pe larg în 13 referate generale întocmite pe baza celor 80 de comunicări, au fost posibile datorită orientării cercetărilor ştiinţifice spre soluţionarea problemelor tehnico-economice pe care le ridică dezvoltarea economiei naţionale.

3. Se remarcă faptul că o mare parte a comunicărilor a fost întocmită de specialişti tineri, ceea ce arată odată în plus eficienţa învăţămîntului nostru tehnic superior, ca urmare a condiţiilor deosebite pe care le-a asigurat şi le asigură acestuia conducerea de partid şi de stat.

4. Larga participare a specialiştilor din ţările socialiste prin prezenţa a 40 delegaţi care au prezentat 18 comunicări a prilejuit un preţios schimb de experienţă care va contribui — în domeniile consfătuirii — la realizarea obiectivelor colaborării internaţionale socialiste.

5. Se recomandă Centrului de cercetări tehnice de la Baza de cercetări ştiinţifice din Timişoara a Academiei R.P.R. şi Institutului politehnic-Timişoara, organizatorii acestei consfătuiri, ca, ţinînd seama de propunerile multiple ridicate în cadrul acestei consfătuiri, să se preocupe în continuare de problemele extinderii experienţei înaintate în producţie, ale colaborării specialiştilor romîni precum şi ale colaborării cu specialiştii din celelalte ţări de democraţie populară.

Astfel se va acorda toată atenţia orientării cercetărilor — în aceste domenii — spre cele mai actuale probleme ale tehnicii noi, introducerii în producţie a metodelor avansate (sudarea sub presiune, sudarea în atmosferă protectoare, sudarea şi tăierea cu jet de plasmă, automatizarea proceselor de sudare, introducerea defectoscopiei şi controlului nedistructiv etc.). Se va studia cea mai potrivită formă de coordonare a colaborării între specialiştii din ţară în domeniul sudării şi al încercărilor de metale. Se va analiza posibilitatea editării în ţară a unei reviste de sudură, care să contribuie la răspîndirea metodelor tehnice avansate. O astfel de revistă ar putea ajuta şi la o mai intensă răspîndire a documentelor Institutului internaţional de sudură.

Se va studia posibilitatea unificării probelor pentru obţinerea certificatelor de calificare a sudorilor. De asemenea, se recomandă să existe preocupări mai susţinute în legătură cu problemele şcolarizării şi cu îmbunătăţirea programelor analitice de învăţămînt de toate gradele la disciplinele de sudură şi încercări de metale. Se va studia în mod special posibilitatea unor forme de şcolarizare pentru laboranţi în domeniul încercărilor de metale.

Se vor analiza posibilităţile şi se vor face propunerile necesare pentru alcătuirea unei comisii de terminologie în domeniul sudurii.

Participanţii la a IV-a Consfătuire de sudură şi încercări de metale se angajează să valorifice la locurile lor de muncă experienţa cîştigată în cursul consfătuirii şi totodată cheamă pe toţi specialiştii preocupaţi cu probleme din aceste două domenii să depună toate eforturile pentru introducerea tehnicii noi în producţie.

Expoziția industrială britanică

În pavilionul de expoziții din parcul Herăstrău a avut loc, în zilele de 15—26 octombrie 1962, Expoziția industrială britanică, în cadrul căreia 76 dintre principalele firme britanice au prezentat o mare varietate de produse din toate ramurile industriale.

Astfel, Gibbons Brothers Limited a prezentat cuptoare-tunel, instalații de încălzire în atmosferă de protecție, cuptoare de uscare și instalații de tratamente termice, radiatoare etc.

Sturtevant Enginnering Co. Limited a prezentat instalații de filtrare a aerului, aer condiționat, încălzire și ventilare. De asemenea au fost prezentate cîteva oțeluri inoxidabile rezistente la coroziune și temperaturi înalte.

R. W. Gunson (Seeds) Ltd., producători ai separatoarelor electronice, au prezentat mașini „Sortex” pentru sortarea orezului (G22R), a fasolei (G32), mazării, nucilor, cafelei, precum și alte modele pentru sortarea diferitelor produse agricole și alimentare (de exemplu separatoare „Cravnic” pentru sortarea fasolei și a mazării atacate de gîndaci).

Hayter a prezentat o serie de mașini de cosit pentru agricultură, silvicultură și horticultură, acționate manual sau cu tracțiune mecanică, care pot fi folosite pentru cositul pășunilor, ameliorarea terenurilor cu plante ierbacee, strîngerea fînului sau executarea lucrărilor de însilozare, precum și pentru curățirea terenurilor. S-au remarcat cositoarea autopropulsată pentru tăierea ierbii „Hayter 26” pentru pante mari și pentru părțile laterale ale drumului și aparatul portabil de sudat destinat în mod special mecanizatorilor din agricultură și silvicultură.

Firma Leyland Motors Group a prezentat un tractor cu cinci viteze cu semiremorcă; firma Scammel. o limuzină cu suspensie automată pe patru roți și o limuzină de 5—6 locuri cu motor de patru cilindri.

Principalul exponot al standului Petrocarbon Developments Limites îl constituie macheta fabricii de polistiren care a fost furnizată țării noastre. S-au expus și produse finite în domeniul polistirenei, rășinilor poliesterice și al poliuretanului.

Platforma hidraulică Simon, model D50, are o înălțime de lucru de 15 m și este montată pe șasiul unei mașini Austin de 5 t. Platforma constă dintr-o masă rotativă (de obicei montată pe vehicul)., dotată cu un braț, la a cărui extremitate superioară se găsește o cabină izolată, executată din sticlă plastică și în interiorul căreia pot încăpea 2—3 operatori. Robot a prezentat o serie de mașini agricole (dispozitiv de însămînțat cartofi cu distribuitor de fertilizator, cu două și patru rînduri, transplantor).

Au mai fost prezentate și mașini de săpat canaluri, excavatoare hidraulice, tractoare cu dispozitive de încărcare pînă la 150 CP, macarale montate pe camioane, macarale mobile, mici tractoare pe șenile pentru agricultură și silvicultură, descărcătoare, mașini de săpat și încărcat.

Remarcabil este dispozitivul pentru măsurarea și numărarea particulelor folosit pentru diferite materiale începînd cu praful de diamant și mergînd pînă la globulele roșii ale sîngelui. Diametrul particulelor care pot fi numărate variază între 1 și 200 microni.

Expoziția industrială britanică are rolul de a contribui la lărgirea mai departe a relațiilor comerciale romîno-britanice reprezentînd astfel un prețios aport la întărirea colaborării între cele două popoare.

Expoziția asupra coroziunii și finisării metalelor

La Londra a avut loc o expoziție organizată în legătură cu problemele coroziunii și finisării metalelor. Cu acest prilej au avut loc trei reuniuni în care au fost prezentate comunicări asupra protecției metalelor, asupra materialelor plastice rezistente la coroziune și asupra protecției catodice.

În timpul acestor reuniuni au fost proiectate filme tehnice despre coroziunea și protecția metalelor.

La această expoziție, care este cea mai mare de acest fel, au participat peste 100 de expozanți.

informații

NOI LIANȚI PENTRU AMESTECURI DE FORMARE

Noii lianți folosiți pentru întărirea amestecurilor de formare sau de miezuri înainte de demulare sînt constituiți din rășini copolimere, obținute din alcool furfurilic, formaldehidă și uree. Au fost preparate două tipuri de astfel de lianți, care se întăresc la rece sau la cald.

Lianții care se întăresc la rece se prepară dintr-un acid mineral și nisip cuarțos fără argilă. După ce acidul este amestecat cu nisipul în așa fel încît să formeze un amestec omogen, se adaugă rășina și se amestecă din nou. Amestecul astfel preparat curge ușor și poate fi bine îndesat. După ce amestecul este introdus în forme sau în cutiile de miezuri, rășina se întărește, urmînd apoi dezbaterea.

Aceste amestecuri prezintă următoarele avantaje: o rezistență bună la eroziune în timpul turnării metalului topit; caracteristici bune la sfărîmare, ceea ce face ca dezbaterea să fie ușoară; un timp scurt pentru confecționarea formelor și miezurilor; de asemenea, necesită o cantitate redusă de armături pentru miezuri; prețul de cost al nisipului și liantului este mic.

În schimb, numărul de miezuri care se pot confecționa într-o cutie de miez fiind limitat din cauza uzurii ei rapide, principala aplicare a acestui procedeu este la turnarea în serie mică a pieselor mari și mijlocii.

Pentru confecționarea economică în serie mare a miezurilor mici, cu grosimea pînă la 100 mm, se pot folosi amestecuri cu liant pe bază de alcool furfurilic, care se întărește la cald și prin acțiunea unor săruri. Se ia o soluție de catalizator, a cărei compoziție se alege în funcție de rășina respectivă, se amestecă întîi cu nisip cuarțos uscat, fără argilă, apoi se adaugă rășina preparată tot din alcool furfurilic, formaldehidă și uree, continuîndu-se amestecarea pînă la omogenizare. Amestecul astfel preparat se introduce cu ajutorul unei mașini de suflat miezuri într-o cutie metalică cu miez, încălzită la 204—246°C. Cînd amestecul vine în contact cu suprafața caldă a cutiei, rășina din stratul superficial de nisip se întărește și se formează o coajă dură. În momentul cînd această coajă devine suficient de groasă pentru a da miezului rigiditatea necesară, se procedează la dezbatere, întărirea miezului continuînd apoi în interior, datorită transmisiei de căldură, a difuziunii gazelor acide care se degajă și a naturii exoterme a reacției. Acest procedeu a dat rezultate bune la confecționarea miezurilor pentru turnarea în serie mare a pieselor de automobile, de mașini agricole și a fitingurilor de țevi.

MATERIALE PLASTICE UTILIZATE LA CONSTRUCȚIA DE VAGOANE DE CALE FERATĂ

În Republica Socialistă Cehoslovacă au fost construite primele vagoane de cale ferată al căror acoperiș este confecționat din policlorură de vinil.

Cercetările efectuate au arătat că materialele plastice, pe lîngă faptul că înlocuiesc cu bune rezultate lemnul și metalele neferoase, măresc productivitatea muncii, sînt mai ieftine și mai durabile.

Ținînd seamă de părerile specialiștilor, durabilitatea foilor de policlorură de vinil față de acelea de oțel zincat este mai mare aproape de 6—10 ori. Totodată, prin folosirea policlorurii de vinil la construirea acoperișurilor la vagoanele de cale ferată, s-ar putea realiza într-un an însemnate economii (1 milion de m^2 de tablă de oțel zincată).

DIAMANT SINTETIC

Oamenii de ştiinţă din Uniunea Sovietică, fizicieni şi ingineri, au izbutit să obţină diamantul sintetic, care este de cîteva ori mai ieftin decît diamantul natural. Astăzi, în Uniunea Sovietică se pune problema ca să se treacă la producţia diamantului artificial pe scară mare.

Nu este departe timpul cînd în industria sovietică vor fi utilizate anual însemnate cantităţi de diamante artificiale. Folosirea diamantului sintetic va însemna o adevărată revoluţie în tehnică, în ramura industriei constructoare de maşini, deoarece utilizarea acestuia ca material abraziv va duce la accelerarea considerabilă a prelucrării metalelor şi a altor materiale.

ROADELE TEHNOLOGIEI ÎNAINTATE

Oameni de ştiinţă de la Academia de Ştiinţe a R.S.S. Ucrainene, colaborînd cu specialişti din uzinele metalurgice, au elaborat şi au aplicat, într-o serie de furnale, tehnologia înaintată, utilizînd gazul natural la suflarea obişnuită şi la suflarea îmbogaţită cu oxigen.

Aplicarea acestei tehnologii a făcut ca, în decursul unui an, producţia de fontă să crească cu 786 000 de tone şi să se realizeze o economie de peste 2 000 000 de tone de cocs; de asemenea, s-au realizat economii de 88 000 000 de ruble la cheltuielile capitale şi 20 000 000 de ruble la cheltuielile de exploatare.

VAS NAVIGÎND PE O PERNĂ DE AER

La Leningrad se construieşte un vas de construcţie foarte originală, care va circula pe apele din U.R.S.S., vas care va fi în acelaşi timp avion, automobil şi sanie.

Această navă îşi va lua zborul, ridicîndu-se pînă la înălţimea de 10 cm, şi va aluneca la suprafaţa apei cu o viteză de 70 km pe oră.

Nava va deservi liniile de turism pe cursurile de apă puţin adînci, va putea să străbată mari întinderi de apă, va putea să zboare deasupra mlaştinilor, deasupra cîmpiilor, de-a lungul şoselelor şi al lizierelor pădurilor, deservind acele locuri unde nu sînt accesibile alte mijloace de transport.

Punctul de sprijin al acestei nave îl constituie o pernă de aer, creată de două motoare puternice de avion, care antrenează palele ventilatorului. Sarcina lor este de a comprima aerul sub motor formînd astfel un strat portant suplu. O elice de propulsie, care se aseamănă cu o elice de avion, va fi aşezată la pupa vasului. În viitor, motoarele de acest fel vor putea să fie dotate cu un reactor, ceea ce va avea ca urmare o importantă creştere a vitezei.

Producţia în serie a acestei nave originale va începe în primăvara anului 1963.

NOI MAŞINI ELECTRONICE DE CALCUL

Numeroase probleme puse în faţa industriei constructoare de maşini-unelte şi scule sînt rezolvate în tot mai mare măsură cu ajutorul maşinilor electronice mici de calcul. În U.R.S.S., o asemenea maşină de calcul numeric este maşina denumită ,,SETUN", destinată efectuării calculelor tehnice şi ştiinţifice.

Noua maşină poate fi utilizată, după mici modificări, şi pentru comanda automată a procesului de fabricaţie. Ca principal element al ecuaţiilor logice şi de comutare, maşina conţine un element de ferită şi diodă semiconductoare (ferodiodă), cu stabilitate înaltă şi dimensiuni mici. În această maşină calculele sînt efectuate în sistemul ternar (cu cifrele 1,0—1). Această maşină poate să realizeze 24 de comenzi diferite. Folosind noua maşină, într-o secundă pot fi executate 1000 de operaţii de calcul.

Maşina ,,SETUN" asigură efectuarea diferitelor operaţii aritmetice şi logice speciale, cum sînt, de pildă, posibilitatea de transformare a cifrelor sub formă semilogaritmică, transformări din sistemul zecimal în sistemul ternar şi invers, cum şi operaţii de calcul al diferitelor funcţii de tipul sin x, lg x, e^x etc.

CEA MAI MARE BIBLIOTECĂ TEHNICO-ŞTIINŢIFICĂ DIN LUME

În Uniunea Sovietică, la Novosibirsk, se află în curs de construcţie cea mai mare bibliotecă tehnico-ştiinţifică din lume. La dispoziţia cititorilor vor fi puse 16 săli de lectură.

Biblioteca va avea o capacitate de 10 000 000 de volume.

NAVE CONSTRUITE DIN BETON ARMAT

În Uniunea Sovietică a început construirea unor nave din piese prefabricate de beton armat. Debarcaderele noi, navele de pază şi control sînt construite într-un timp mult mai scurt decît cele de lemn (aproape de două ori mai repede). Durata de funcţionare a acestor nave creşte mult faţă de navele de lemn; de la 12—15 ani, o navă de beton armat ajunge să funcţioneze timp de 60—70 de ani.

Revista ,,Metalurgia şi Construcţia de Maşini", organ al Ministerului Metalurgiei şi Construcţiilor de Maşini şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.P.R. — Redacţia şi administraţia Bucureşti str. Ion Ghica nr. 3, Raion Tudor Vladimirescu. Telefon: 13.84.16. Revista este editată de M.M.C.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: Publicaţiile Tehnice MMCM — cont 070149 B.R.P.R. — Filiala 30 Decembrie, Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: 100 lei anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri; lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Intreprinderea Poligrafică nr. 2, str. Brezoianu nr. 23—25, Bucureşti, c. 3707

E 1431

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

INDEX ALFABETIC

METALURGIA

Avram Cezar: Utilizarea în furnal a gazului metan concomitent cu îmbogăţirea aerului cu oxigen, nr. **9**, p. 769—779.

Baicu Ştefania, Cosma Dante, Kundacgian Ardaş şi Hubert Hilda: Clonsideraţii privind obţinerea unui oţel refractar feritomartensitic pentru paletele de turbină cu gaze, nr. **7**, p. 586—593.

Barbu Ilie şi Ştefănescu Ion: 100 de ani de industrie cocsochimică în patria noastră, nr. **12**, p. 1051—1056.

Bărăscu Ion: Un nou sistem de epurare a gazului de furnal, nr. **4**, p. 294—301.

Bicsak E. şi Domşa Alexandru: Utilizarea reacţiillor termochimice ale unor pulberi de fier insuflate în flacără oxiacetilenică la tăierea fontelor, nr. **10**, p. 865—869.

Botha Liviu, Domşa Alexandru şi Pâlfalvi Atila: Contribuţii la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă, nr. **2**, p. 104—110.

Cardaş Vlad: Acţionarea pneumatică a conurilor de la furnalele nr. 1 şi 2 de la Reşiţa şi nr. 7 de la Hunedoara, nr. **7**, p. 577—586.

Cărăbaş Nicolaie, Scarlat Ion şi Vlase Gheorghe: Organizarea exploatării cubilourilor în funcţie de analiza gazelor de ardere, nr. **5**, p. 389—393.

Cernat Vasile, Chibac Silvia, Ruegg Augustin şi Prundeanu Doru: Extruziunea la rece a bolţurilor de piston, nr. **8**, p. 693—702.

Chibac Silvia, Ruegg Augustin, Prundeanu Doru şi Cernat Vasile: Extruziunea la rece a bolţurilor de piston, nr. **8**, p. 693—702.

Chişu Alexandru, Fufezan V., Popa M. şi Pop S.: Contribuţii cu privire la mărirea durabilităţii podurilor şi lingotierelor în exploatare, nr. **3**, p. 193—199.

Cornea Irina şi Zămîrcă Ştefan: Coroziunea atmosferică asupra construcţiilor metalice în centrele industriale, nr. **10**, p. 881—888.

Cosma Dante, Baicu Ştefania, Kundacgian Ardaş şi Hubert Hilda: Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze, nr. **7**, p. 586—593.

Cosma Dante, Kundacgian Ardaş, Panaitescu Florin, Matei Constantin şi Nedelcovici Valeria: Oţel 40 C 10 microaliat cu bor, nr. **11**, p. 984—988.

Cosneanu Constantin, Sofroni Laurenţiu şi Nicoloiu Elisabeta: Contribuţii la studiul îmbunătăţirii calităţii fontelor cenuşii prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă, nr. **1**, p. 4—13.

Domşa Alexandru, Botha Liviu şi Pâlfalvi Atila: Contribuţii la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă, nr. **2**, p. 104—110.

Domşa Alexandru şi Bicsak E.: Utilizarea reacţiilor termochimice ale unor pulberi de fier insuflate în flacăra oxiacetilenică la tăierea fontelor, nr. **10**, p. 865—869.

Dulămiţă Titi, Rizescu Cornel şi Pantea Valeriu: Tratamentul termic primar al oţelului rapid de scule, nr. **10**, p. 869—874.

Dumitrescu Adrian, Elefterescu Mihai şi Kovacs Ştefan: Contribuţii la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică, nr. **1**, p. 14—25.

Dumitrescu Petre şi Genţiu Iuliu: Prima maşină romînească pentru miezuire prin împuşcare, nr. **1**, p. 26—30.

Elefterescu Mihai, Dumitrescu Adrian şi Kovacs Ştefan: Contribuţii la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică, nr. **1**, p. 14—25.

Flexer Sebastian, Stănciulescu Gheorghe, Landes Victor şi Ilină Ion: Contribuţii la stabilirea posibilităţilor de fabricare a feromanganului şi silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase şi fosforoase, nr. **6**, p. 481—486.

Franţiu Ion, Loziciu Martin şi Laiu Nicolaie: Contribuţii la problema calităţii tablelor silicioase, nr. **1**, p. 31—35.

Franţiu Ion: Contribuţii privind îmbunătăţirea calităţii tablelor decapate pentru cositorire, nr. **6**, p. 486—493.

Fufezan V., Chişu Alexandru, Popa M. şi Pop S.: Contribuţii cu privire la mărirea durabilităţii podurilor şi lingotierelor în exploatare, nr. **3**, p. 193—199.

Genţiu Iuliu şi Dumitrescu Petre: Prima maşină romînească pentru miezuri prin împuşcare, nr. **1**, p. 26—30.

Glava Cornel, Rosenthal Gabriel şi Radu Andrei: Consideraţii asupra unor băi de săruri din substanţe indigene pentru tratamente termochimice şi termice, nr. **3**, p. 207—212.

Hubert Hilda, Cosma Dante, Baicu Ştefania şi Kundacgian Ardaş: Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze, nr. **7**, p. 586—593.

Iatan Nicolaie: Consideraţii asupra calităţii utilajului pentru turnarea lingourilor de oţel în R.P.R., nr. **11**, p. 976—983.

Iliescu Pamfil, Rizescu Cornel şi Ursu Vasile: Observaţii pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiţi de la motoarele Diesel, nr. **7**, p. 593—599.

Iliescu Pamfil, Rizescu Cornel şi Ursu Vasile: Observaţii asupra tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelurilor rapide, nr. **12**, p. 1057—1065.

Ilină Ion, Stănciulescu Gheorghe, Landes Victor şi Flexer Sebastian: Contribuţii la stabilirea posibilităţilor de fabricare a feromanganului şi silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase şi fosforoase, nr. **6**, p. 481—486.

Ionescu Şt. Constantin şi Solacolu Maria: Unele criterii ştiinţifice pentru tratamentul termic al oţelurilor, nr. **4**, p. 302—317.

Jaghello Vladimir: Laminarea ţevilor fără sudură din oţeluri înalt aliate la un laminor tip Stossbank, nr. **5**, p. 399—404.

Kovacs Ştefan, Dumitrescu Adrian şi Elefterescu Mihai: Contribuţii la determinarea consumurilor energetice în industria siderurgică, nr. **1**, p. 14—25.

Kraft Natan: Stadiul producţiei de oţel în U.R.S.S. şi perspectivele de dezvoltare, nr. **2**, p. 97—100.

Kundacgian Ardaş, Matei Constantin şi Panaitescu Florin: Oţelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oţelului 13 CN 25 în fabricaţia de sape de foraj, nr. **5** p. 394—398.

Kundacgian Ardaş, Cosma Dante, Baicu Ştefania şi Hubert Hilda: Consideraţii privind obţinerea unui oţel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze, nr. **7**, p. 586—593.

Kundacgian Ardaş, Cosma Dante, Panaitescu Florin, Matei C. şi Nedelcovici Valeria: Oţel 40 C 10 microaliat cu bor, nr. **11**, p. 984—988.

Laiu Nicolaie, Franţiu Ion şi Loziciu Martin: Contribuţii la problema calităţii tablelor silicioase, nr. **1**, p. 31—35.

Landes Victor, Stănciulescu Gheorghe, Ilină Ion, Flexer Sebastian: Contribuţii la stabilirea posibilităţilor de fabricare a feromanganului şi silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase şi fosforoase, nr. **6**, p. 481—486.

Loziciu Martin, Franţiu Ion şi Laiu Nicolaie: Contribuţii la problema calităţii tablelor silicioase, nr. **1**, p. 31—35.

Marcu Petre, Vasilescu Bartolomeu şi Rădulescu Elena: Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie, nr. 8, p. 683—687.

Marcu Petre, Rădulescu Elena şi Vasilescu Bartolomeu: Contribuţii la elaborarea şi turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb, nr. 9, p. 780—783.

Matei Constantin, Kundacgian Ardaş şi Panaitescu Florin: Oţelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oţelului 13 CN 25 în fabricaţia de sape de foraj, nr. 5, p. 394—398.

Matei Constantin, Cosma Dante, Kundacgian Ardaş, Panaitescu Florin şi Nedelcovici Valeria: Oţel 40 C 10 microaliat cu bor, nr. 11, p. 984—988.

Miheţ Gamaliel: Ambutissarea fundurilor cu pereţi subţiri la presele hidraulice de forjare, nr. 2, p. 119—122.

Moraru Liviu: Determinarea relaţiei optime între principalii parametri de exploatare a cubiloului cu ajutorul diagramei C.A.A.T., nr. 3, p. 213—215.

Nedelcovici Valeria, Cosma Dante, Kundacgian Ardaş, Panaitescu Florin şi Matei Constantin: Oţel 40 C 10 microaliat cu bor, nr. 11, p. 984—988.

Nicoliu Elisabeta, Sofroni Laurenţiu şi Coşneanu Constantin: Contribuţii la studiul îmbunătăţirii calităţii fontelor cenuşii prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă, nr. 1, p. 4—13.

Oprescu Iulian: Cu pirivire la teoria şi calculul maşinilor de formare prin aruncare, nr. 7, p. 599—611.

Pâlfalvi Atila, Domşa Alexandru şi Botha Liviu: Contribuţii la elaborarea pulberilor magnetice utilizabile în tehnica agricolă, nr. 2, p. 104—110.

Panaitescu Florin, Kundacgian Ardaş şi Matei Constantin: Oţelul 18 MoCN 06, înlocuitor al oţelului 13 CN 25 în fabricaţia de sape de foraj, nr. 5, p. 394—398.

Panaitescu Florin, Cosma Dante, Matei Constantin şi Nedelcovici Valeria: Oţel 40 C 10 microaliat cu bor, nr. 11, p. 984—988.

Pantea Valeriu, Dulămiţă Titi şi Rizescu Cornel: Tratamentul termic primar al oţelului rapid de scule, nr. 10, p. 869—874.

Pavlenco Sorin şi Suceveanu Gheorghe: Sulfizarea pieselor de pompe, nr. 10, p. 874—880.

Petrescu Paul şi Roşca Constantin: Progresul tehnic în proiectarea furnalelor, nr. 2, p. 100—104.

Pop S., Chişu Alexandru, Fufezan V. şi Popa M.: Contribuţii cu privire la mărirea durabilităţii podurilor şi lingotierelor în exploatare, nr. 3, p. 193—199.

Popa M., Chişu Alexandru, Fufezan V. şi Pop S.: Contribuţii cu privire la mărirea durabilităţii podurilor şi lingotierelor în exploatare, nr. 3, p. 193—199.

Prundeanu Doru, Chibac Silvia, Ruegg Augustin şi Cernat Vasile: Extruziunea la rece a bolţurilor de piston, nr. 8, p. 693—702.

Radu Andrei, Glava Cornel şi Rozenthal Gabriel: Consideraţii asupra unor băi de săruri din substanţe indigene pentru tratamente termochimice şi termice, nr. 3, p. 207—212.

Rădulescu Elena, Marcu Petre şi Vasilescu Bartolomeu: Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie, nr. 8, p. 683—687.

Rădulescu Elena, Marcu Petre şi Vasilescu Bartolomeu: Contribuţii la elaborarea şi turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb, nr. 9, p. 780—783.

Răileanu Valentin: Influenţa granulaţiei calcarului asupra proprietăţilor fizico-chimice ale aglomeratului autofondant, nr. 4, p. 289—293.

Rizescu Cornel, Iliescu Pamfil şi Ursu Vasile: Observaţii pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiţi de la motoarele Diesel, nr. 7, p. 593—599.

Rizescu Cornel, Dulămiţă Titi şi Pantea Valeriu: Tratamentul termic primar al oţelului rapid de scule, nr. 10, p. 869—874.

Rizescu Cornel, Iliescu Pamfil şi Ursu Vasile: Observaţii asupra tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelurilor rapide, nr. 12, p. 1057—1065.

Rosenthal Gabriel, Glava Cornel şi Radu Andrei: Consideraţii asupra unor băi de săruri din substanţe indigene pentru tratamente termochimice şi termice, nr. 3, p. 207—212.

Roşca Constantin şi Petrescu Paul: Progresul tehnic în proiectarea furnalelor, nr. 2, p. 100—104.

Ruegg Augustin, Chibac Silvia, Prundeanu Doru şi Cernat Vasile: Extruziunea la rece a bolţurilor de piston, nr. 8, p. 693—702.

Scarlat Ion, Cărăbaş Nicolaie şi Vlase Gheorghe: Organizarea exploatării cubiolului în funcţie de analiza gazelor de ardere, nr. 5, p. 389—393.

Sofroni Laurenţiu, Cosneanu Constantin şi Nicoloiu Elisabeta: Contribuţii la studiul îmbunătăţirii calităţii fontelor cenuşii prin barbotare de gaz natural în fonta lichidă, nr. 1, p. 4—13.

Solacolu Maria şi Ionescu Şt. Constantin: Unele criterii ştiinţifice pentru tratamentul termic al oţelurilor, nr. 4, p. 302—317.

Stănescu Dumitru: Realizări ale siderurgiei sovietice şi dezvoltarea ei în perspectivă, nr. 1, p. 1—3.

Stănciulescu Gheorghe, Landes Victor, Ilină Ion şi Flexer Sebastian: Contribuţii la stabilirea posibilităţilor de fabricare a feromanganului şi silicomanganului din minereuri de mangan sărace, silicioase şi fosforoase, nr. 6, p. 481—486.

Suceveanu Gheorghe şi Pavlenco Sorin: Sulfizarea pieselor de pompe, nr. 10, p. 874—880.

Suciu Elena şi Suciu Nicolaie: Cercetări cu privire la formarea retasurii în oţelul necalmat cu conţinut redus de carbon, nr. 8, p. 688—693.

Suciu Nicolaie şi Suciu Elena: Cercetări cu privire la formarea retasurii în oţelul necalmat cu conţinut redus de carbon, nr. 8, p. 688—693.

Şerban Nicolaie: Confecţionarea modelelor de turnătorie din răşini expoxidice, nr. 3, p. 199—207.

Ştefănescu Ion şi Barbu Ilie: 100 de ani de industrie cocsochimică în patria noastră, nr. 12, p. 1051—1056.

Ursu Vasile, Iliescu Pamfil şi Rizescu Cornel: Observaţii pe marginea ruperii la oboseală a unor arbori cotiţi de la motoarele Diesel, nr. 7, p. 593—599.

Ursu Vasile, Iliescu Pamfil şi Rizescu Cornel: Observaţii asupra tehnologiei de elaborare şi turnare a oţelurilor rapide, nr. 12, p. 1057—1065.

Vanci Gheorghe: Cîteva aspecte tehnico-economice privind importanţa preparării minereurilor de fier în procesul de elaborare a fontei, nr. 8, p. 673—682.

Vanci Gheorghe: Stadiul şi importanţa preparării mecanice şi termice precum şi a reducerii directe a minereurilor de fier în dezvoltarea industriei siderurgice, nr.11, p. 961—976.

Vasilescu Bartolomeu, Marcu Petre şi Rădulescu Elena: Aliaje aluminiu-siliciu eutectice pentru turnătorie, nr. 8, p. 683—687.

Vasilescu Bartolomeu, Marcu Petre şi Rădulescu Elena: Contribuţii la elaborarea şi turnarea bronzului ternar Cu-Sn-Pb, nr. 9, p. 780—783.

Veiser Iosif: Produse refractare de calitate îmbunătăţită pentru podul de turnare a oţelului, nr. 5, p. 385—389.

Vezeanu Petre: Amplasarea optimă a cazanului recuperator în cazul preîncălzirii aerului în două trepte la un cuptor Martin, nr. 12, p. 1065—1068.

Vincenz Codrat: Contribuţii la problema economiei de metal în turnătorii, nr. 2, p. 122—129.

Vlase Gheorghe, Scarlat Ion şi Cărăbaş Nicolaie: Organizarea exploatării cubilourilor în funcţie de analiza gazelor de ardere, nr. 5, p. 389—393.

Wanyorek Constantin: Studiul posibilităţilor de ameliorare a proprietăţilor mecanice ale fontelor cenuşii normale prin tratamentul termic de îmbunătăţire, nr. 2, p. 110—119.

Zamfirescu Lascăr: Călirea superficială cu flacără a roţilor dinţate, nr. **9**, p. 784–790.

Zămîrcă Ştefan şi Cornea Irina: Coroziunea atmosferică asupra construcţiilor metalice în centrele industriale, nr. **10**, p. 881–888.

Pentru tînărul inginer

Drăgan Nicolaie: Asupra unor avantaje şi posibilităţi de aplicare a tratamentelor termice izoterme, nr. **12**, p. 1077–1083.

Dumitraşcu Petru: Hidrodinamica topiturilor mecanice, nr. **9**, p. 790–795.

Popescu M. Gheorghe: Procedee moderne de decapare şi curăţare a produselor laminate semifabricate şi finite, nr. **4**, p. 317–325.

Popescu Ion: Unele probleme privind tratarea defectărilor diferenţialului automobilelor, nr. **3**, p. 215–219.

Vezeanu Petre: Cazane recuperatoare pentru cuptoarele Martin, nr. **10**, p. 889–896.

Wanyorek Constantin: Contribuţii la studiul general al solidificării sistemului piesă-maselotă (I), nr. 6, p. 494–501.

Wanyorek Constantin: Cu privire la studiul general al solidificării sistemului piesă-maselotă (II), nr. **12**, p. 1068–1076.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

Adăscăliţei Mihai şi Penţa Ion: Noi relaţii pentru determinarea unghiului conului de laminare a dopurilor perforatoare în scopul obţinerii ţevilor laminate la cald de calitate superioară, nr. **10**, p. 896–900.

Bera Liviu: Decaparea prin aplicarea pastelor chimice şi folosirea lor la uzinele „Independenţa" – Sibiu, nr. **7**, p. 612–615.

Bezdadea Gheorghe: Semiautomatizarea fabricării modelelor uşor fuzibile pentru turnătoria de precizie, nr. **4**, p. 326–327.

Chiţu Gheorghe: Creşterea productivităţii cuptoarelor Siemens-Martin de la Combinatul siderurgic Reşiţa, nr. **2**, p. 129–134.

Chiţu Gheorghe: Contribuţii la construirea maşinilor pneumatice pentru ajustarea vetrelor cuptoarelor Siemens-Martin, nr. **6**, p. 504–514.

Cosneanu Constantin şi Nicoloiu Elisabeta: Determinarea hidrogenului din metale, nr. **1**, p. 36–38.

Czelli Ion şi Tăcutu Gheorghe: Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de recoacere tip tunel, nr. **9**, p. 799–800.

Drăghici Nicolae: Fabricarea oţelului semicalmat la uzina „Oţelul roşu", nr. **12**, p. 1084–1087.

Drăgulin Mircea: Modele cu curbură inversă pentru turnătorie, nr. **6**, p. 501–504.

Drăgulin Mircea: Turnarea tacheţilor din fontă cu crustă dură, nr. **8**, p. 703–704.

Franţiu Ion: Măsurarea directă şi operativă a pierderilor de fier ale benzilor de tablă înguste din oţel silicios trafo şi dinamo, nr. **12**, p. 1088–1091.

Iacobescu José: Coroziunea metalelor şi protecţia peliculogenă împotriva coroziunii, nr. **11**, p. 992–994.

Ionescu Adrian: Un nou procedeu de formare pentru turnarea pieselor din oţel, nr. **5**, p. 405–407.

Ispas Mihai: Instalaţii de laborator pentru aglomerarea minereurilor de fier, nr. **11**, p. 991–992.

Leibovici Iulian: Asupra utilizării betatronului ca generator de radiaţii Röntgen ultradure pentru defectoscopia lingourilor de oţel, nr. **8**, p. 705–710.

Moldovan Estera: Posibilităţi de reducere a preţului de cost prin îmbunătăţiri tehnologice la turnarea în coji de bachelită, nr. **2**, p. 135–136.

Moscovici Rudolf: Unele aspecte privind uzura ansamblului tachet-camă la motoarele cu turaţie ridicată, nr. 5, p. 407–410.

Negruş Oleg: Experimentarea instalaţiei dr. Feichtinger pentru obţinerea gazelor din metale prin metoda topirii în vid, nr. **3**, p. 220–223.

Nicoloiu Elisabeta şi Cosneanu Constantin: Determinarea hidrogenului din metale, nr. **1**, p. 36–38.

Olărescu Doina şi Sofroni Laurenţiu: Observaţii privind proprietăţile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu, nr. **7**, p. 615–618.

Olteanu Ion: Experienţa uzinelor „Republica" Bucureşti, în stabilirea ciclului de fabricaţie, nr. **5**, p. 411–413.

Penţa Ion şi Adăscăliţei Mihai: Noi relaţii pentru determinarea unghiului conului de laminare a dopurilor perforatoare în scopul obţinerii ţevilor laminate la cald de calitate superioară, nr. **10**, p. 896–900.

Popescu Mircea, Şandru Petre şi Ţopa Aurelia: Metodă pentru determinarea originei incluziunilor macroscopice nemetalice exogene în oţel, nr. **9**, p. 795–799.

Schnell Ervin: Determinarea aluminiului din oţelul magnetic şi a magneziului din fontă cu grafit nodular, folosind electroliza cu catod de mercur pentru îndepărtarea fierului din probele analizate, nr. **1**, p. 38–42.

Sofroni Laurenţiu şi Olărescu Doina: Observaţii privind proprietăţile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu, nr. **7**, p. 615–618.

Sabo Ion: Laminarea cu toleranţe negative la uzina „Oţelul roşu", nr. **11**, p. 988–990.

Şandru Petre, Popescu Mircea şi Ţopa Aurelia: Metodă pentru determinarea originei incluziunilor macroscopice nemetalice exogene în oţel, nr. **9**, p. 795–799.

Tăcutu Gheorghe şi Czelli Ion: Folosirea injectoarelor autoaspirante la cuptoarele de necoacere tip tunel, nr. **9**, p. 799–800.

Tătaru Liviu: Determinarea efortului axial la agregatul duo în cazul laminării ţevilor din oţel fără sudură, nr. **4**, p. 328–330.

Ţopa Aurelia, Popescu Mircea şi Şandru Petre: Metodă pentru determinarea originei incluziunilor macroscopice nemetalice exogene în oţel, nr. **9**, p. 795–799.

CONSTRUCŢIA DE MAŞINI

Abăităncei Dan, Erlitz Ivan şi Soare Iosif: Eficacitatea măsurilor de îmbunătăţire a calităţii motoarelor de tractor în exploatare, nr. **6**, p. 515–520.

Aramă Constantin: Randamentul mecanic al motoarelor cu ardere internă, nr. **1**, p. 43–52.

Aramă Constantin: Corectarea caracteristicilor motoarelor supraalimentate cu aprindere prin comprimare, nr. **11**, p. 995–997.

Atanasiu Valentin şi Peligrad Nicolaie: Contribuţii la acţionarea meselor rotative din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice, nr. **7**, p. 619–635.

Atanasiu Valentin şi Peligrad Nicolaie: Contribuţii la acţionarea pompelor de noroi din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice, nr. **8**, p. 711–724.

Bălănescu Ion: Toleranţe de montaj la căile de rulare pentru poduri rulante, nr. **7**, p. 635–638.

Constantinescu Eugen: Din ultimele realizări ale uzinei „Semănătoarea :" în domeniul modernizării maşinilor agricole, nr. **8**, p. 725–728.

Cristea Viorel: Cuplaje pneumatice cu burduf, nr. **12**, p. 1099–1106.

Cunescu Radu şi Vasiliev Gheorghe: Despre posibilitatea utilizării metodelor aproximative ale teoriei învelişurilor subţiri la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative, nr. **10**, p. 930–933.

Deciu Eugen, Popov Mihail şi Mitrică Ilie: Asupra strunjirii oţelurilor carbon romîneşti, nr. **9**, p. 816—824.

Drăghici Gherman: Rectificarea exterioară cilindrică cu introducerea lichidului de răcire prin interiorul discului de rectificat, nr. **10**, p. 910—916.

Dudaş Traian şi Grünwald Berthold: Posibilităţi de mărire a eficacităţii economice a motorului Diesel pentru locomotive, nr. **12**, p. 1092—1099.

Dumitrescu Adrian: Unele probleme ale fabricării în ţară a motorului Diesel mare marin (I), nr. **3**, p. 335—352.

Dumitrescu Adrian: Unele probleme ale fabricării în ţară a motorului Diesel mare marin (II), nr. **9**, p. 805—815.

Enache Ştefăniţă: Contribuţii la studiul microgeometriei şi uzurii tăişului sculei asupra rugozităţii suprafeţelor prelucrate, nr. **9**. p. 825—833.

Erlitz Ivan, Abăităncei Dan şi Soare Iosif: Eficacitatea măsurilor de îmbunătăţire a calităţii motoarelor de tractor în exploatare, nr. **6**, p. 515—520.

Gheţu Waldemar: Modernizarea maşinilor-unelte, nr. 4, p. 353—358.

Gheţu Waldemar şi Manoliu Radu: Linii-transfer pentru familii de piese, nr. **5**, p. 429—438.

Gherman Mircea: Consideraţii teoretice cu privire la capacitatea de transport a podurilor transbordoare cu regim de funcţionare ciclic, nr. **1**, p. 58—60.

Grünwald Berthold şi Dudaş Traian: Posibilităţi de mărire a eficacităţii economice a motorului Diesel pentru locomotive, nr. **12**, p. 1092—1099

Holban Henry şi Wegenkittl Alois: Utilizarea în tracţiunea feroviară a turbotransmisiilor cu şi fără ambreiaje hidraulice, nr. **3**, p. 224—233.

Horovitz Bernard şi Safta Voicu: Studiu experimental asupra unor măsuri constructive pentru mărirea rezistenţei la oboseală a pieselor filetate, nr. **5**, p. 426—429.

Horovitz Bernard şi Safta Voicu: Contribuţie la cercetarea efectului unor crestături de descărcare şi al rulării asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă a pieselor filetate, nr. **11**, p. 1014—1018.

Lazăr Cornel: Dezvoltarea industriei constructoare de maşini în U.R.S.S., nr. **4**, p. 331—335.

Lăzărescu Ion: Stabilirea Mărimii toleranţei de execuţie a sculelor şi plasarea cîmpului de toleranţă al acestora în funcţie de mărimea şi cîmpul de toleranţă al piesei, nr. **2**, p. 159—164.

Manoliu Radu şi Gheţu Waldemar: Linii-transfer pentru familii de piese, nr. **5**, p. 429—438.

Marin N. Ion: Stabilirea oportunităţii reparaţiilor capitale ale maşinilor în comparaţie cu modernizarea sau înlocuirea lor, nr. **11**, p. 1019—1026.

Marin Virgil: Un nou sistem de strîngere hidraulică, nr. 6, p. 520—525.

Mitrică Ilie, Popov Mihail şi Deciu Eugen: Asupra strunjirii oţelurilor carbon romîneşti, nr. **9**, p. 816—824.

Mlădinescu Teodor: Stabilirea unei legături raţionale între elementele de fabricaţie şi parametrii de exploatare la organe de maşini, nr. **10**, p. 901—909.

Nan Ion: Aspecte noi la instalaţiile de răcire pentru tracţiunea Diesel feroviară, nr. **2**, p. 137—149.

Nan Ion şi Susan Romulus: Reglaje şi utilizări ale transmisiilor hidrostatice, nr. **5**, p. 414—425.

Nan Ion şi Susan Romulus: Aspecte noi privind aprecierea pierderilor şi mărirea duratei de viaţă a agregatelor hidrostatice, nr. **11**, p. 1004—1014.

Nica Alexandru: Metodă pentru stabilirea proprietăţilor funcţionale ale materialelor de lagăre şi aplicarea ei în cazul unor aliaje zinc-aluminiu de înlocuire, nr. **2**, p. 149—159.

Oprean Aurel: Contribuţii la studiul şi construcţia variatoarelor hidraulice de turaţii, nr. **3**, p. 234—237.

Oprean Aurel: Consideraţii cu privire la calculul debitului teoretic la pompele cu roţi dinţate, nr. **11**, p. 997—1004.

Pavel Alexandru: Calculul îmbinărilor în flanşe supuse acţiunii momentelor încovoietoare, nr. **12**, p. 1106—1111.

Peligrad Nicolaie şi Atanasiu Valentin: Contribuţii la acţionarea meselor rotative din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice, nr. **7**, p. 619—635.

Peligrad Nicolaie şi Atanasiu Valentin: Contribuţii la acţionarea pompelor de noroi din instalaţiile de foraj prin intermediul transmisiilor hidrodinamice, nr. **8**, p. 711—724.

Pop Ecaterina şi Vasile Ilie: Aplicarea sudării în mediu de gaz protector în construcţia de maşini agricole, nr. **8**, p. 729—734.

Popov Mihail, Mitrică Ilie şi Deciu Eugen: Asupra strunjirii oţelurilor carbon romîneşti, nr. **9**, p. 816—824.

Postelnicescu Mircea: Stabilirea temperaturii optime de evacuare a gazelor de ardere din agregatele de cazane de abur, nr. **9**, p. 801—805.

Safta Voicu şi Horovitz Bernard: Studiu experimental asupra unor măsuri constructive pentru mărirea rezistenţei la oboseală a pieselor filetate, nr. **5**, p. 426—429.

Safta Voicu şi Horovitz Bernard: Contribuţie la cercetarea efectului unor crestături de descărcare şi al rulării asupra rezistenţei la oboseală prin încovoiere rotativă a pieselor filetate, nr. **11**, p. 1014—1018.

Seleşteanu Alexandru: Bazele ştiinţifice ale tehnicii noi, nr. **1**, p. 52—57.

Seleşteanu Alexandru: Metodica de dimensionare a maşinilor, nr. **6**, p. 525—530.

Simşa Mauriciu: Asupra metodei de calcul al calibrării cilindrilor pentru laminarea paletelor, nr. **10**, p. 917—930.

Soare Iosif, Erlitz Ivan şi Abăităncei Dan: Eficacitatea măsurilor de îmbunătăţire a calităţii motoarelor de tractor în exploatare, nr. **6**, p. 515—520.

Susan Romulus şi Nan Ion: Reglaje şi utilizări ale transmisiilor hidrostatice, nr. **5**, p. 414—425.

Susan Romulus şi Nan Ion: Aspecte noi privind aprecierea pierderilor şi mărirea duratei de viaţă a agregatelor hidrostatice, nr. **11**, p. 1004—1014.

Şeptilici Raul: Asupra standardizării noilor filete metrice, nr. **7**. p. 639—642.

Vasilca Gheorghe: Unele aspecte cantitative ale proprietăţilor funcţionale ale materialelor pentru lagăre, nr. **6**, p. 530—534.

Vasile Ilie şi Pop Ecaterina: Aplicarea sudării în mediu de gaz protector în construcţia de maşini agricole, nr. **8**, p. 729—734.

Vasiliev Gheorghe şi Cunescu Radu: Despre posibilitatea utilizării metodelor aproximative ale teoriei învelişurilor subţiri la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative, nr. **10**, p. 930—933.

Wegenkittl Alois şi Holban Henry: Utilizarea în tracţiunea feroviară a turbotransmisiilor cu şi fără ambreiaje, hidraulice, nr. **3**. p. 224—233.

Pentru tînărul inginer

Caramavru Nicolaie: Stabilitatea longitudinală a tractoarelor pe roţi, nr. **9**, p. 834—837.

Călinescu Valentin: Asupra unor studii, încercări şi rezultate în legătură cu introducerea tehnologiei de grup la prelucrările mecanice la uzina „Semănătoarea", nr. **1**, p. 61—67.

Călinescu Valentin şi Oanea Alexandru: Raţionalizarea transportului intern în uzinele constructoare de maşini, nr. **6**, p. 534—545.

Cosoroabă Valentin: Dimensionarea supapelor automate pentru compresoarele cu piston, nr. **4**, p. 359—361.

Cunescu Radu şi Vasiliev Gheorghe: Aplicarea teoriei efectului de contur la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative, nr. **7**, p. 646—653.

Dumitru Radu, Şarlău Constantin şi Oprendek Alexandru: Sudarea conductelor de

oţel cu conţinut mărit de carbon (C = 0,5%) pentru transportul gazelor sub presiune, nr. **5**, p. 439—443.

Ghircoiaşu Nicolaie şi **Killmann Victor**: Unele criterii pentru lansarea producţiei pe maşini-unelte semiautomate şi automate, nr. **3**, p. 240—244.

Killmann Victor şi **Ghircoiaşu Nicolaie**: Unele criterii pentru lansarea producţiei pe maşini-unelte semiautomate şi automate, nr. **3**, p. 240—244.

Mihăescu D. Constantin: Dispozitiv pentru închiderea automată a conductelor de alimentare a depozitelor de lichide, nr. **2**, p. 170—173.

Moşu Nicolaie şi **Sima Petre**: Calculul de rezistenţă al pieselor solicitate la răsucire la temperaturi înalte, nr. **2**, p. 164—170.

Oanea Alexandru şi **Călinescu Valentin**: Raţionalizarea transportului intern în uzinele constructoare de maşini, nr. **6**, p. 534—545.

Oprendek Alexandru, **Dumitru Radu** şi **Şarlău Constantin**: Sudarea conductelor de oţel cu conţinut mărit de carbon (C = 0,5%) pentru transportul gazelor sub presiune, nr. **5**, p. 439—443.

Popinceanu Nicolaie: Roţi dinţate confecţionate din mase plastice, nr. **11**, p. 1027—1033.

Sima Petre şi **Moşu Nicolaie**: Calculul de rezistenţă al pieselor solicitate la răsucire la temperaturi înalte, nr. **2**, p. 164—170.

Şarlău Constantin, **Radu Dumitru** şi **Oprendek Alexandru**: Sudarea conductelor de oţel cu conţinut mărit de carbon (C = 0,5%) pentru transportul gazelor sub presiune, nr. **5**, p. 439—443.

Triţă Marin: Contribuţii la determinarea momentelor de inerţie, nr. **8**, p. 743—746.

Turcu Victor: Elementele geometrice ale desfăşuratei fundurilor bombate pentru recipientele sub presiune, nr. **3**, p. 245—249.

Vasiliev Gheorghe şi **Cunescu Radu**: Aplicarea teoriei efectului de contur la calculul de rezistenţă al cuptoarelor rotative, nr. **7**, p. 646—653.

Din experienţa uzinelor şi laboratoarelor

Buzdugan Gheorghe: Măsurarea vibraţiilor mecanice, nr. **3**, p. 249—259.

Cîrdu Mircea: Eficacitatea economică a proiectării turbinelor cu abur la Combinatul metalurgic Reşiţa, nr. **1**, p. 72—78.

Drăghici Gherman: Aparat pentru măsurarea mărimii deformaţiei termice şi a uzurii pe faţa de aşezare a cuţitului, nr. **2**, p. 173—175.

Echim T. Ilie: Unele aspecte la sudarea metalelor cu arc electric şi electrod de wolfram, în mediu de argon, nr. **6**, p. 546—553.

Echim T. Ilie: Tehnologia de montare şi sudare a rezervoarelor sferice cu diametru pînă la 20 m, de 500 şi 200 m^3 şi 7 at presiune de regim, nr. **12**, p. 1 112—1 120.

Iliuc Ion şi **Pavelescu Dan**: Metode pentru măsurarea grosimii filmului de lubrifiant la lagăre circulare, nr. **6**, p. 553—559.

Iliuc Ion şi **Pavelescu Dan**: Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a calităţilor de ungere ale uleiurilor şi a rezistenţei la uzură a materialelor, nr. **8**, p. 735—742.

Manolache Mircea: Comparaţia între sudarea manuală şi sudarea cu aparat special a bolţurilor şi prezoanelor, nr. **7**., p. 642—646.

Milcoveanu Dan: Determinarea coeficientului de exces de aer la motoarele cu aprindere prin comprimare, nr. **9**, p. 837—839.

Niculescu Ştefan, **Săndulescu Teodor** şi **Stănescu Anton**: Determinarea consumului de ulei prin ardere la motoarele cu ardere internă, nr. **11**, p. 1033—1036.

Pavelescu Dan şi **Iliuc Ion**: Metode pentru măsurarea grosimii filmului de lubrifiant la lagăre circulare, nr. **6**, p. 553—559.

Pavelescu Dan şi **Iliuc Ion**: Determinarea cu ajutorul izotopilor radioactivi a calităţilor de ungere ale uleiurilor şi a rezistenţei la uzură a materialelor, nr. **8**, p. 735—742.

Sauer Leopold: Contribuţii la filetarea raţională a fitingurilor, nr. **1**, p. 72—78.

Săndulescu Teodor, **Stănescu Anton** şi **Niculescu Ştefan**: Determinarea consumului de ulei prin ardere la motoarele cu ardere internă, nr. **11**, p. 1033—1036.

Stănescu Anton, **Săndulescu Teodor** şi **Niculescu Ştefan**: Determinarea consumului de ulei prin ardere la motoarele cu ardere internă, nr. **11**, p. 1033—1036.

Protecţia muncii

Catz Iosif: Maşini de protecţie împotriva aşchiilor şi prafului la strunjirea materialelor fragile şi nemetalice, nr. **8**, p. 747—753.

Catz Iosif şi **Podjevin Pavel**: Dispozitiv pentru limitarea sarcinii maxime la podurile rulante, nr. **5**, p. 444—447.

Dobrotă Victor: Reglarea instalaţiilor de ventilare, nr. **3**, p. 260—265.

Dumitru Nicolaie: Dispozitive de protecţie la polizoare, nr. **2**, p. 175—178.

Grumăzescu Mircea, **Stan Aurelian** şi **Matei Liviu**: Reducerea nivelului zgomotului cu ajutorul carcaselor, nr. **1**, p. 78—84.

Matei Liviu, **Stan Aurelian** şi **Grumăzescu Mircea**: Reducerea nivelului zgomotului cu ajutorul carcaselor, nr. **1**, p. 78—84.

Podjevin Pavel şi **Katz Iosif**: Dispozitiv pentru limitarea sarcinii maxime la podurile rulante, nr. **5**, p. 444—447.

Schnabel Otto: Instalaţie de protecţie pentru combaterea accidentelor la presele cu excentric, nr. **4**, p. 362—367.

Stan Aurelian, **Grumăzescu Mircea** şi **Matei Liviu**: Reducerea nivelului zgomotului cu ajutorul carcaselor, nr. **1**, p. 78—84.

Invenţii şi inovaţii

Nr. **1**, p. 84—86 ; nr. **4**, p. 368 ; nr. **5**, p. 448 ; nr. **8**, p. 754 — 756 ; nr. **9**, p. 840—841 ; nr. **12**, p. 1 121—1 123.

Documentare

Nr. **1**, p. 86—99 ; nr. **2**, p. 179—185 ; nr. **3**, p. 266—274 ; nr. **4**, p. 368—374 ; nr. **5**, p. 449—463 ; nr. **6**, p. 560—570 ; nr. **7**, p. 654—660 ; nr. **8**, p. 757—762 ; nr. **9**, p. 842—852 ; nr. **10**, p. 934 — 955 ; nr. **11**, p. 1037 — 1051 ; nr. **12**, p. 1 123—1 135.

Recenzii

Nr. **1**, p. 90—92 ; nr. **2**, p. 186—187 ; nr. **3**, p. 274—275 ; nr. **4**, p. 375—379 ; nr. **5**, p. 464—466 ; nr. **6**, p.570—571 nr. **7**, p. 661—662 ; nr. **8**, p. 763—765 ; nr. **9**, p. 853—854 ; nr. **11**, p. 1051—1052 ; nr. **12**, p. 1 135—1 137.

Cronică

Nr. **1**, p. 92—93 ; nr. **2**, p. 188—189 ; nr. **4**, p. 379—381 ; nr. **5**, p. 467—472 ; nr. **7**, p. 662—667 ; nr. **8**, p. 762 ; nr. **10**, p. 956—959 ; nr. **12**, p. 1 137—1 139.

Informaţii

Nr. **1**, p. 94—96 ; nr. **2**, p. 189—190 ; nr. **3**, p. 275—277 ; nr. **4**, p. 381—382 ; nr. **5**, p, 472—474 ; nr. **6**, p. 572—573 ; nr. **7**, p. 668—669 ; nr. **8**, p. 766—767 ; nr. **9**, p. 855—856 ; nr. **10**, p. 959 ; nr. **11**, p. 1052—1053 ; nr. **12**, p. 1 139 — 1 140.

Revista revistelor

Nr. **7**, p. 670—671 ; nr. **8**, p. 767—768 ; nr. **9**, p. 856—857 ; nr. **11**, p. 1053—1054.

Plan tematic

Nr. **2**, p. 190—192 ; nr. **3**, 278—279.

Index alfabetic

Nr. **12**, p, 1 140—1 145.

MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1883

VIZITAȚI

M

TÎRGUL DE LA LEIPZIG

3 — 12 martie 1963

Loc de întîlnire mondială pentru dezvoltarea comerțului exterior

O largă gamă de produse din toate ramurile tehnicii moderne și ale industriei de larg consum expuse de participanți din 60 de țări.

Centru de informații pentru zeci de mii de tehnicieni și specialiști din toate țările socialiste.

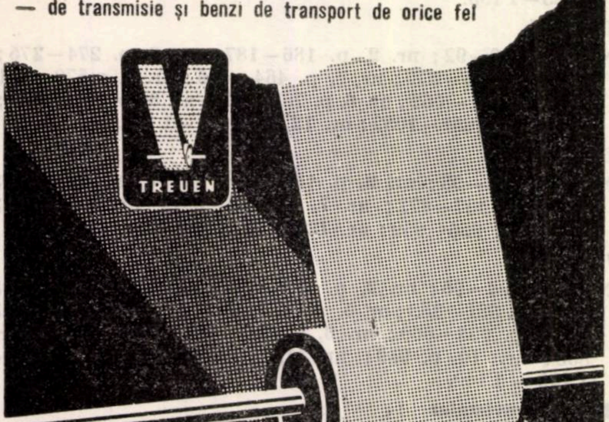
Cereți legitimații pentru Tîrg și informații de la

CAMERA DE COMERȚ A REPUBLICII POPULARE ROMÎNE

București, Bulevardul N. Bălcescu nr. 22

Curele „VOGTLAND“

- de mare randament pentru industrie și agricultură
- fără sfîrșit, țesute
- pentru ciocane matrițoare
- impregnate sau tratate cu policrorură de vinil
- de transmisie și benzi de transport de orice fel



VEB VOGTLAND. BAUMWOLLWEBEREIEN
PLAUEN i. V.
WERK II. ABTL. RIEMENWEBEREI TREUEN i. V.
REPUBLICA DEMOCRATĂ GERMANĂ

A apărut volumul X

din

Lexiconul Tehnic Romîn

— ELABORARE NOUĂ

Volumul conține termenii directori care încep cu litera **L — Mec**

Costul unui volum 100 lei

Vă puteți procura acest volum, ca și cele anterioare, la librării, difuzorii de cărți din întreprinderi și prin

Editura Tehnică, București, str. Știrbey Vodă nr. 37. Raionul 16 Februarie.

1883

СОДЕРЖАНИЕ

Металлургия

Илие Барбу и *Иоан Штефэнеску*: **100-летие пуска в действие первой коксовальной установки.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1051—1056

Памфил Илиеску, Корнел Ризеску и Василе Урсу: **Замечания в связи с технологией выработки и литья быстрорежущих сталей.**

Освещается технологический процесс выработки и литья быстрорежущей стали, причем указываются дефекты возникающие в стали, производимой в конкретных заводских условиях. На основании литературных данных, наблюдений и практических испытаний анализируются факторы, влияющие на качество стали, главным образом карбидная ликвация, считающаяся наиболее представительным критерием оценки качества. Отмечаются новые технологические способы, преследующие устранение отмеченных недостатков.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1057—1065

Петре Везяну: **Оптимальное размещение котла—утилизатора в случае двухступенчатого подогрева воздуха в мартеновской печи.**

Анализируются экономические преимущества решения, представляемого размещением котла — утилизатора между ступенями подогрева воздуха в мартеновской печи. Оптимальное размещение с термической точки зрения котла—утилизатора устанавливается с помощью графоаналитического метода.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1065—1068

Константин Ваниорек: **Об общем изучении отвердения системы деталь—литник (II).**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1068—1076

Николае Дрэган: **О некоторых преимуществах и о возможности применения изотермических тепловых обработок.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1077—1083

Николае Дрэгич: **Производство полууспокоенной стали на заводе „Оцелул Рошу".**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1084—1087

Ион Франциу: **Непосредственное и оперативное измерение потерь железа на узких полосах жести из кремнистой трансформаторной и динамной стали.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1088—1091

Машиностроение

Б. Грюнвальд и *Т. Дудаш*: **Возможности повышения экономической эффективности дизельного двигателя для тепловозов.**

В результате анализа себестоимости производимой двигателем энергии, в статье раскрываются основные факторы, от которых зависит экономичность двигателя с зажиганием путем сжатия, предназначенного для железнодорожней тяги. Определяются наиболее действенные пути, с помощью которых можно достигнуть значительного повышения экономической эффективности двигателя, анализируются возможности сокращения расходов на топливо и ремонт путем увеличения долговечности узлов двигателя и предупреждения возможных поломок и аварий.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1092—1099

В. Кристя: **Шинно—пневматические муфты.**

В статье приводятся технические характеристики шинно-пневматических муфт, широко применяемых на производимых в Румынии буровых установках. Подчеркиваются преимущества и недостатки этих муфт сцепления и указываются надлежащие условия монтажа и ухода.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1099—1106

А. Павел: **Расчет флянцевых соединений подвергающихся воздействию изгибающих моментов.**

В статье описывается метод расчета флянцевых соединений подвергающихся действию внешних изгибающих моментов, вызываемых во время работы винтами и внутренним давлением, равномерно распределенным в емкости. Метод распространяется также на флянцевые соединения сферического кожуха (крышки). На основании результатов теоретических и экспериментальных исследований указан ряд конструктивно-технологических мероприятий, необходимых для сокращения эффекта внешних изгибающих моментов и снижения веса флянцевых соединений.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1106—1111

И. Т. Эким: **Технология монтажа и сварки сферических резервуаров ∅ до 20 м, на 500 и 200 м³ при рабочем давлении в 7 атм.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini *14*, (1962), № 12, стр. 1112—1120

Новаторство — Изобретаельство 1121—1123
Документация 1123—1135
Рецензии 1135—1137
Хроника 1137—1193
Информации 1139—1140
Алфавитный указатель 1141—1145

INHALTSVERZEICHNIS

Metallurgie

Ilie Barbu und *Ioan Ştefănescu* : 100 **Jahre vom ersten Koeksofen in unserem Land.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1051 – 1056

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu und *Vasile Ursu* : **Bemerkungen zur Technologie des Erschmelzens und Giessens der Schnellarbeitsstähle.**

Die Verfasser beschreiben den technologischen Prozess des Erschmelzens und Giessens der Schnellarbeitsstähle und weisen auf die Fehler hin, die in den unter konkreten Werkbedingungen hergestellten Stählen auftreten. Auf Grund der in der Fachliteratur enthaltenen Daten der Beobachtungen und praktischen Versuchen werden die Faktoren analysiert, die Qualität des Stahls und vor allem die karbidische Seigerung beeinflussen die als das representativste Kriterium zur Gütebestimmung angesehen wird. Es werden die neuen technologischen Wege angegeben, durch die die Beseitigung der erwähnten Mängel verfolgt wird.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1057 – 1065

Petre Vezeanu : **Die optimale Aufstellung des Abhitzekessels bei zweistufiger Vorerwärmung der Luft in Martinofen.**

Es werden die wirtschaftliche Vorteile analysiert, die durch das Einschalten des Abhitzekessels zwischen die Luftvorerwärmungsstufen bei einem Martinofen erzielt werden. Die öptimale Aufstellung des Abhitzekessels vom thermischen Standpunkt aus, erfolgt mit Hilfe eines graphometrischen Verfahrens.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1065 – 1068

Constantin Wanyorek : **Über das allgemeine Studium der Erstarrung des Systems „verlorener-Kopf" — Bestandteils (II).**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1068 – 1076

Nicolaie Drăgan : **Einige Vorteile und Anwendungsmöglichkeiten der isothermen Wärmebehandlung.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1077 – 1083

Nicolaie Drăghici : **Die Herstellung des halbgeharteten Stahls in „Oţelul Roşu"-Werk.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1084 – 1087

Ion Franţiu : **Direktes und operatives Messen der Eisenverluste der schmalen Blechbänder aus silikathaltigen Trafo-und Dynamostahl.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1088 – 1091

Maschinenbau

B. Grünwald und *Tr. Dudaş* : **Möglichkeiten zur Erhöhung der Wirtschaftlichkeit bei Dieselokmotoren.**

Im Aufsatz wird durch eine Analyse des Selbstkostenpreises der vom Motor erzeugten Energie, die wichtigsten Faktoren unterstrichen, von denen die Wirtschaftlichkeit des im Zugverkehr verwendeten Motors abhängt. Die Verfasser umreissen die Wege, durch die eine bemerkenswerte Erhöhung der Wirtschaftlichkeit des Motors erzielt werden kann. Gleichzeitig analysieren sie die Möglichkeiten zur Herabsetzung der Ausgaben für Treibstoff und Repraturen durch die Verlängerung der Lebensdauer der Motorenelemente und das Vorbeugen eventueller Betriebsstörungen und Havarien.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1092 – 1099

V. Cristea : **Druckluft-Ballonkupplung.**

Im Aufsatz werden die technischen Kenndaten der pneumatischen Ballonkupplung, die im breiten Masstab bei den in der RVR gebauten Bohranlagen verwendet wird, beschrieben. Dabei werden die Vor-und Nachteile dieser Kupplung unterstrichen und die entsprechenden Montage-und Wartungsbedingungen dargelegt.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1099 – 1106

A. Pavel : **Die Berechnung der Flanschverbindungen die den Biegungsmomenten ausgesetzt sind.**

Im Aufsatz wird ein Berechnungsverfahren der Flanschverbindungen dargelegt, die äusseren Biegungsmomenten ausgesetzt sind, welche im Betrieb durch schrauben und dem inneren gleichmässig verteilten Druck in Rezipienten bewirkt werden. Das Verfahren ist auch für die Flanschverbindungen eines Kugelmantels gültig. Auf Grund der Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Untersuchungen werden auch einige konstruktive und technologische Massnahmen angeführt, die zur Verminderung der Wirkung der äusseren Biegungsmomente und zur Gewichtseinsparung der Flanschverbindungen ergriffen werden müssen.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1106 – 1111

I. T. Echim : **Die Montage-und Schweisstechnologie der Kugelbehälter mit einem Durchmesser von 20 m, mit einem Fassungsraum von 500 und 200 m³ und 7 at Druck.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), H. 12, S. 1112 – 1120

Erfindungen – Neuerungen 1121 – 1124
Dokumentation 1123 – 1135
Buchbesprechungen 1135 – 1137
Chronik 1137 – 1139
Nachrichten 1139 – 1140
Nachwortverzeichnis 1141 – 1145

SOMMAIRE

Métallurgie

Ilie Barbu et *Ioan Ştefănescu* : **Le centenaire de l'établissement de la première cokerie en notre pays.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1051–1056

Pamfil Iliescu, Cornel Rizescu et *Vasile Ursu* : Observations sur la technologie de l'élaboration et de la coulée des aciers rapides.

On décrit le processus technologique de l'élaboration et de la coulée de l'acier rapide, tout en mentionnant les défauts qui apparaissent dans l'acier produit dans les conditions concrètes des usines. Basés sur les données fournies par la littérature, ainsi que sur les observations et essais pratiques, les auteurs analysent les facteurs qui influencent la qualité de l'acier, notamment la ségrégation carbidique considérée comme le critérium le plus représentatif d'appréciation de la qualité. On indique les voies technologiques nouvelles par lesquelles on s'efforce d'éliminer les défauts signalés.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1057–1065

Petre Vezeanu : **L'emplacement optimum de la chaudière récupératrice, dans le cas du chauffage préalable de l'air, en deux étages, pour un four Martin.**

On analyse les avantages économiques que présente la solution d'intercaler la chaudière récuperatrice entre les étages de chauffage préalable de l'air, dans un four Martin. L'emplacement optimum, du point de vue thermique, de la chaudière récupératrice s'établit à l'aide d'une méthode graphoanalytique.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1935–1938

Constantin Wanyorek : **Observations sur l'étude générale de la solidification du système pièce-masselotte (II).**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1038–1073

NicolaieDrăgan : **Certains avantages et possibilités d'application des traitements thermiques isothermes.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1077–1083

Nicolaie Drăghici : **La fabrication de l'acier demi-calmé, à l'usine „Oţelul roşu''.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1084–1087

Ion Franţiu : **Le mesurage direct et rapide des pertes en fer des bandes étroites de tôle d'acier au silicium trapho et dynamo.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1088–1091

Constructions mécaniques

B. Grünwald et *Tr. Dudaş* : **Possibilités d'accroître l'efficacité économique du moteur Diesel pour locomotives.**

En analysant le prix de revient de l'énergie produite par le moteur, l'article met en évidence les principaux facteurs dont dépend l'économicité du moteur à allumage par compression, destiné à la traction sur voie ferrée.

On établit les voies les plus efficientes d'obtenir une augmentation sensible de l'efficacité économique du moteur, tout en analysant les possibilités de réduire les dépenses exigées par le combustible et les réparations, en prolongeant la vie des organes du moteur et en prévenant les éventuels défauts et avaries.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1092–1099

V. Cristea : **Ambreyages pneumatiques à ballon.**

L'article présente les caractéristiques techniques des ambreyages pneumatiques à ballon utilisés sur une vaste échelle, dans le cadre des installations de forage fabriquées dans la R.P.R.

On met en évidence les avantages et les désavantages de ces couplages, ainsi que les conditions de montage et d'entretien.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1099–1106

A. Pavel : **Le calcul des assemblages en bride, soumises à l'action des moments de flexion.**

L'auteur présente une méthode de calcul des assemblages en bride soumises à l'action des moments extérieurs, générés au cours du service par les vis et par la pression intérieure uniformément distribuée par le récipient. La méthode est également appliquable aux assemblages en bride d'une chemise (couvercle) sphérique. En considération des résultats obtenus dans les recherches théoriques et expérimentales, l'auteur indique certaines mesures d'ordre constructif et technologique, destinées à diminuer l'effet de l'action des moments extérieurs de flexion et à réduire le poids des assemblages en bride.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1106–1111

I. T. Echim : **La technologie du montage et du soudage des réservoirs sphériques de 500 et 200 m^3, au diamètre jusqu'à 20 m et une pression de régime de 7 at.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1112–1120

Inventions — Innovations 1121–1123
Documentation 1123–1135
Comptes rendus 1135–1137
Chronique 1137–1139
Informations 1139–1140
Index alphabétique 1141–1145

CONTENTS

Metallurgy

Ilie Barbu and *Ioan Ştefănescu* : **The centenary of the first koke work in our country.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1051–1056

Pamfil Iliescu, *Cornel Rizescu* and *Vasile Ursu* : **Some observations concerning the elaborating and casting technology of rapid steels.**

A description is given of the technological process involved by the elaborating and casting of rapid steels, also mentioning the faults occurring in the steel produced under the practical conditions of the respective works. Based on literature data, observations and practical tests, the authors analyse the factors affecting the quality of steels especially the carbidic segregation considered the most representative quality estimating criterium. Some new technological ways meant to eliminate the mentioned shortcomings are pointed out.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1057–1065

Petre Vezeanu: **The optimum location of recuperative boilers in the case of the two-stage air preheating in open-hearth furnaces.**

The author analyses the economic advantages of intercalating the recuperative boiler between the air preheating stages in an open-hearth furnace. The optimum location of the recuperative boiler from the thermic viewpoint is being established by a grafic and analytical method.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14 (1962), nr. 12, p. 1065–1068

Constantin Wanyorek : **Concerning the general study of the solidification of the piece-lost head system (II).**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1068–1076

Nicolaie Drăgan : **Advantages and possibilities of applying the isotherm treatments.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1077–1083

Nicolaie Drăghici : **The manufacture of half-calmed steel at the „Oţelul roşu"–Works.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1084–1087

Ion Franţiu : **The direct and rapid measurement of iron losses from narrow bands made of trapho — and dynamo siliconsteel sheet.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1088–1091

Machine building

B. Grünwald and *Tr. Dudaş* : **Possibilities of increasing the economic efficiency of locomotive Diesel engines.**

After analysing the cost price of the power produced by the engine, the author analyses the main factors affecting the economic efficiency of compression ignition engines for railway traction. The most effective ways allowing to obtain a marked increase of the economic efficiency of the engine are established analysing the possibilities of reducing the costs of fuel and repairs meant to increase the life of engine parts and prevent eventual faults.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1092–1099

V. Cristea : **Air tubes clutch.**

The technical characteristics are given of air tubes clutches widely used within the framework of drilling installations produced by the R.P.R. The advantages and limitations of such couplings are emphasized and some information given concerning their adequate setting up and maintenance.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1099–1106

A. Pavel. **The calculus of flange pipe joinings subject to the action of flexion momenta.**

The author describes a method of calculating the flange pipe joinings subject to the action of external flexion momenta produced during the service by the screws and by the internal pressure uniformly distributed in the recipient.

This method can also be extended to the flange pipe joinings of a spherical casing (cover). Some constructive and technological measures taken in order to reduce the effect of the external flexion momenta as well as the weight of flange pipe joinings are described.

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1106–1111

I. T. Echim : **The technology required by the setting up and welding of 500 and 200 cu m spherical reservoirs 20 m in diameter at a working pressure of 7 at.**

Metalurgia şi Construcţia de Maşini 14, (1962), nr. 12, p. 1112–1120

Inventions—Innovations 1121–1123
Documentation 1123–1135
Reviews 1135–1137
Chronicle 1137–1139
News 1139–1140
Alphabetical index 1141–1145

Instalația de foraj structural

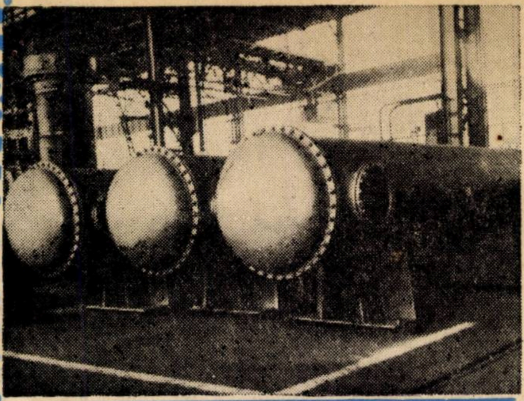
S 25

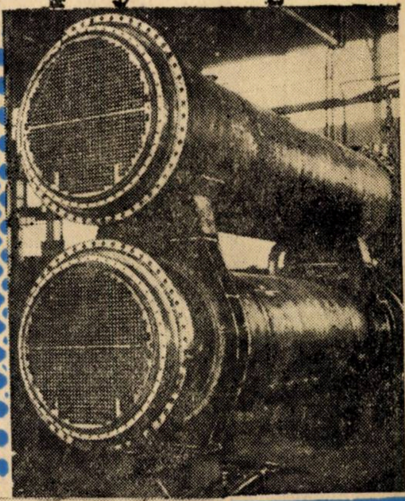
UZINA DE UTILAJ PETROLIER

TÎRGOVIȘTE

EXECUTĂ INSTALAȚIA DE FORAJ STRUCTURAL S-25

destinată pentru prospecțiuni geologice și lucrări de hidrogeologie. Unitate transportabilă în locații cu teren accidentat.



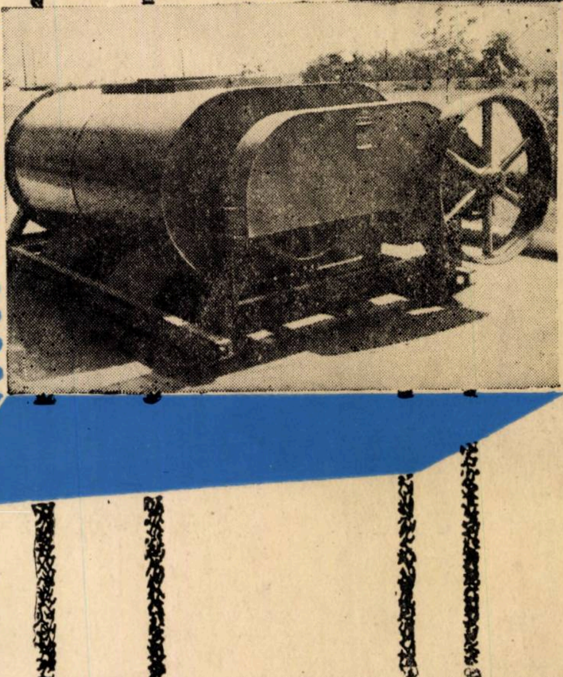


EXECUTĂ

Utilaj pentru industria chimică şi rafinării, care lucrează la presiuni şi temperaturi ridicate: schimbătoare de căldură, evaporatoare, coloane de diferite tipuri etc.

Utilaj pentru instalaţiile de foraj la mare adîncime malaxoare de argilă, instalaţii de combustibil şi ulei etc.

Rulmenţi pentru industria petrolieră şi industria grea, de 80—800 mm diametru, de tipurile radiali cu role cilindrice, radiali oscilanţi, axiali cu bile şi axiali oscilanţi



UZINA DE UTILAJ CHIMIC ŞI PETROLIER Nr. 2 PLOIEŞTI

STR. DEPOULUI 16
TEL. 1711 1712